F 923 R

KA

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

130

Országos Műszaki Könyvtár TULAJDONA

3099

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Institut de Documentare Tehnică BUCUREŞTI

1-2

ANUL V

1955

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

1-2

ANUL V

1955

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — redactor responsabil;
T. TĂNĂSESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.;
M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.;
M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.;
C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.;
G. BĂRĂNESCU.

ADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul V, nr. 1–2 Ianuarie–iunie 1955

SUMAR

Pag.

TERMOTEHNICĂ

G. BĂRĂNESCU, O metodă generală de calcul a parametrilor termodinamici în procesele de scurgere a gazelor în regim variabil 7

V. GHIA, O nouă metodă de calcul a arderii cu recirculaţie aplicată la cuptoare 29

N. ANTONESCU, Proiectarea economică a sistemului fierbător la cazanele de radiaţie 63

D. BUIMOVICI, Umiditatea cărbunelui la 100°C (Izotermele de desorbţie ale vaporilor de apă de către lignit la temperatura de 100°C) 77

ENERGETICĂ GENERALĂ

CSABA NAGY şi VICTOR CARACUDOVICI, Analiza consumului specific de energie electrică în industrie 85

ELECTROTEHNICĂ

MATEI MARINESCU, « Electrotehnica parametrică » şi cercetările în acest domeniu, efectuate la Institutul de energetică al Academiei R.P.R. 109

P. DIMO, O cale nouă pentru aprecierea stabilităţii sistemelor energetice (consumatorul unic echivalent) 121

CESAR PARTENI ANTONI, Încărcări nesimetrice la generatoarele sincrone 161

A. AVRAMESCU şi AURELIAN IACOB, Calculul încălzirii unui conductor neomogen format din două porţiuni diferite 191

M. RACOVIŢĂ, Perfecţionarea metodei de proiectare a corectorului de atenuare în X 201

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI şi N. SÎRBU, Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota II. Încercări de desulfurare a cărbunilor din Valea Jiului prin cocsificarea lor în curent de gaze. Desulfurarea în curent de hidrogen 215

NOTE 227

RECENZII 237

DIN VIAŢA ŞTIINŢIFICĂ A U.R.S.S. 241

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome V, nos 1–2 Janvier–juin 1955

SOMMAIRE

Page

THERMOTECHNIQUE

G. BĂRĂNESCU, Une méthode générale pour le calcul des paramètres thermodynamiques dans les procès d'écoulement des gaz sous régime variable 7

V. GHIA, Une nouvelle méthode de calcul pour la combustion à recirculation, appliquée aux fourneaux 29

N. ANTONESCU, Projet économique du bouilleur des chaudières à radiation 63

D. BUIMOVICI, L'humidité du charbon à 100°C (Isothermes de désorption des vapeurs d'eau par le lignite, à la température de 100°C) 77

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

CSABA NAGY et VICTOR CARACUDOVICI, Analyse de la consommation spécifique d'énergie électrique dans l'industrie 85

ÉLECTROTECHNIQUE

MATEI MARINESCU, « L'électrotechnique paramétrique » et les recherches dans ce domaine, effectuées à l'Institut d'Energétique de l'Académie de la République Populaire Roumaine 109

P. DIMO, Un nouveau moyen d'apprécier la stabilité des systèmes énergétiques. (Consommateur unique équivalent) 121

CESAR PARTENI ANTONI, Charges asymétriques des générateurs synchrones 161

A. AVRAMESCU et AURELIAN IACOB, Calcul du chauffage d'un conducteur non homogène, formé de deux portions différentes 191

M. RACOVIȚĂ, Perfectionnement de la méthode pour projeter le correcteur d'atténuation en X 201

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI et N. SÎRBU, Essais de désulfuration du charbon de la République Populaire Roumaine sujet à la cokéfaction. Note II. Essais de désulfuration des charbons de la Valea Jiului par cokéfaction dans un courant de gaz. La désulfuration dans un courant d'hydrogène 215

NOTES 227

COMPTES RENDUS 237

LA VIE SCIENTIFIQUE EN U.R.S.S. 241

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том V, № 1—2 Январь—июнь 1955

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕРМОТЕХНИКА Стр.

Г. БЭРЭНЕСКУ, Общий метод расчета термодинамических параметров в процессах течения газов при переменном режиме 7

В. ГИА, Новый метод расчета повторно циркуляционного горения в применении к печам 29

Н. АНТОНЕСКУ, Экономическое проектирование кипятильной системы экранных котлов 63

Д. БУЙМОВИЧ, Влажность угля при 100° (Изотермы десорбции водяных паров лигнитом при 100-градусной температуре) 77

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА

К. НАГИ и В. КАРАКУДОВИЧ, Исследование удельного расхода электроэнергии в промышленности 85

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

М. МАРИНЕСКУ, «Параметрическая электротехника» и исследования в этой области, произведенные в Институте энергетики Академии РНР 109

П. ДИМО, Новый способ определения устойчивости энергетических систем (единый эквивалентный потребитель) 121

ЧЕЗАРЬ ПАРТЕНИ АНТОНИ, Несимметричные нагрузки синхронных генераторов 161

А. АВРАМЕСКУ и А. ЯКОБ, Расчет нагрева неоднородного провода, состоящего из двух разных частей 191

М. РАКОВИЦЭ, Усовершенствованный метод проектирования x-образного корректора затухания 201

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛЮМ, Т. ПЯТКОВСКИЙ и Н. СЫРБУ, Опыты обессеривания коксующегося угля Румынской Народной Республики. Сообщение II. Опыты обессеривания угля, добываемого в Валя Жиулуй путем коксования в струе газа. Обессеривание в струе водорода 215

ЗАМЕТКИ 227

РЕЦЕНЗИИ 237

НАУЧНАЯ ДЕЯТЕЛЬНОСТЬ В СССР 241

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ НАУК КИРГИЗСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

ИЗДАНИЯ ЗДАТЕЛЬНОСТЬ В ЕССР 271

РЕШЕНИЯ 281

ЗАМЕТКИ .....

Система поисковых шестерен для обеспечения в пятне подвода
при И. Опыты обеспечивания угла, подвижного в виде Жигули
коленчатого угла Кумысной Народной Республики. Сообщ
И. БЕЛОМ, Т. ПЯТНОВСКИЙ и Н. СЛЕПЕЗ. Опыты обеспечения

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

М. РАБОВИЦ. Усовершенствованный метод проектирования
него коэффициента затухания .....

состоящего из двух разных частей .....
А. АЛЬЯМБЕКУ и А. ЯКОВ. Расчет нагрева под

температура .....
ЦЕЗАРЬ ПАУТЕНИ АНТОНИ. Песня

системы единый операторный
П. ДИНО. Новый способ

в этой области
РЦР .....

М. ЛЕВА.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

TERMOTEHNICĂ

O METODĂ GENERALĂ DE CALCUL A PARAMETRILOR TERMODINAMICI ÎN PROCESELE DE SCURGERE A GAZELOR ÎN REGIM VARIABIL *)

DE

G. BĂRĂNESCU

INTRODUCERE

Metoda de calcul folosită pentru determinarea parametrilor în procesele de scurgere a gazelor în regim variabil constă în precizarea unor ecuații diferențiale, care exprimă variația diverselor mărimi caracteristice în funcție de timp.

Integrarea acestor ecuații diferențiale se face în prezent pe baza unor ipoteze simplificatoare, dintre care cea mai des folosită este ipoteza gazului ideal, adică a unui gaz perfect, de compoziție chimică invariabilă și ale cărui călduri specifice sînt independente de temperatură. În baza acestei ipoteze, ecuațiile diferențiale pot fi integrate analitic; în cazul cînd variația în timp a mărimilor care intră în ecuațiile diferențiale este complicată, se folosesc metode grafice de integrare a ecuațiilor diferențiale.

Independent de metoda de integrare, folosirea ipotezei gazului ideal constituie o aproximație care în unele cazuri conduce la rezultate mult diferite de realitate. În plus, pe această cale nu se poate trata problema scurgerii unui gaz a cărui compoziție variază în timpul scurgerii.

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul care înlătură neajunsurile de mai sus. Metoda de calcul este grafică și folosește diagrame termodinamice în care se ține seamă de variația căldurilor specifice cu temperatura (cazul gazului perfect), precum și de schimbarea compoziției chimice cu presiunea și temperatura.

Pentru înțelegerea ușoară a metodei, s-au stabilit mai întîi ecuațiile diferențiale pentru un caz general de scurgere în regim variabil. Aceste ecuații sînt integrate în ipoteza gazului ideal, după care se trece la expunerea metodei de calcul bazată pe diagrame termodinamice. Metoda este prezentată în varianta compoziției chimice constante și în varianta compoziției chimice variabile; fiecare variantă este particularizată pentru cazurile de scurgere întîlnite frecvent în practică.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26 decembrie 1954.

1. STABILIREA ECUAȚIILOR GENERALE

Să considerăm un caz general de scurgere a unui gaz în regim variabil.

Fie doi cilindri, volumul fiecăruia fiind variabil în timp după o lege cunoscută, care sînt puși în legătură printr-un orificiu a cărui secțiune variază de asemenea cu timpul după o lege cunoscută (fig. 1).

În starea inițială în fiecare cilindru se află cîte un gaz, presiunea în cilindrul *1* fiind mai mare decît presiunea din cilindrul *2*. În timpul scurgerii, gazele schimbă căldură cu mediul exterior după legi care variază în timp.

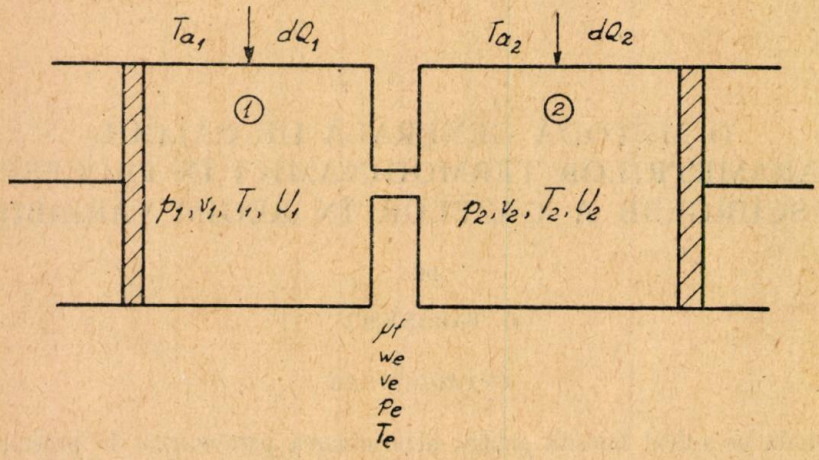


Fig. 1. — Schema pentru calculul scurgerii unui gaz în regim variabil.

Se pune problema determinării variației în timp a mărimilor de stare din fiecare cilindru și a cantității de gaz scursă pînă în diverse momente.

Să facem următoarele notații pentru o stare oarecare din timpul scurgerii:

p_1 — presiunea gazului din cilindrul *1*; (kgf/m²).

p_2 — presiunea gazului din cilindrul *2*; (kgf/m²).

p_e — presiunea în secțiunea de ieșire a orificiului care stabilește legătura între cei doi cilindri; (kgf/m²).

V_1 — volumul total al cilindrului *1*; (m³).

V_2 — volumul total al cilindrului *2*; (m³).

v_1 — volumul specific al gazului din cilindrul *1*; (m³/kg).

v_e — volumul specific în secțiunea de ieșire a orificiului de legătură; (m³/kg).

$G_{1_{(0)}}$ — cantitatea de gaz care se găsește în cilindrul *1* în momentul începerii scurgerii; (kg).

G_1 — cantitatea de gaz prezentă în cilindrul *1* într-un moment oarecare; (kg).

$G_{2_{(0)}}$ — cantitatea de gaz prezentă în cilindrul *2* în momentul începerii scurgerii; (kg).

G_2 — cantitatea de gaz prezentă în cilindrul *2* într-un moment oarecare; (kg).

G — cantitatea de gaz care se scurge din cilindrul *1* din momentul începerii scurgerii, pînă într-un moment oarecare; (kg).

T_1 — temperatura gazului din cilindrul *1*; (°K).

T_2 — temperatura gazului din cilindrul *2*; (°K).

Ta_1 — temperatura mediului exterior în regiunea cilindrului *1*; (°K).

T_{a_2} — temperatura mediului exterior în regiunea cilindrului *2*; (°K).

T_e — temperatura în secțiunea de ieșire a orificiului de legătură; (°K).

$U_{1(0)}$ — energia internă a gazului din cilindrul *1* în momentul începerii scurgerii; (kcal).

U_1 — energia internă a gazului care se află în cilindrul *1* la un moment oarecare; (kcal).

u_1 — energia internă specifică a gazului care se află în cilindrul *1* la un moment oarecare; (kcal/kg).

$U_{2(0)}$ — energia internă a gazului din cilindrul *2* în momentul începerii scurgerii; (kcal).

U_2 — energia internă a gazului care se află în cilindrul *2* la un moment oarecare; (kcal).

u_2 — energia internă specifică a gazului care se află în cilindrul *2* la un moment oarecare; (kcal/kg).

i_1 — entalpia specifică a gazului din cilindrul *1*; (kcal/kg).

s_1 — entropia specifică a gazului din cilindrul *1*; (kcal/kg°K).

dQ_1 — schimbul elementar de căldură dintre gazul care se află în cilindrul *1* și mediul exterior; (kcal).

dQ_2 — schimbul elementar de căldură dintre gazul care se află în cilindrul *2* și mediul exterior; (kcal).

k_1 — coeficientul total de transmisie a căldurii între mediul exterior și gazul din cilindrul *1*; (kcal/m² grd).

k_2 — coeficientul total de transmisie a căldurii între mediul exterior și gazul din cilindrul *2*; (kcal/m² grd).

F_1 — suprafața prin care se realizează schimbul de căldură între mediul exterior și gazul din cilindrul *1*; (m²).

F_2 — suprafața prin care se realizează schimbul de căldură între mediul exterior și gazul din cilindrul *2*; (m²).

f — secțiunea efectivă a orificiului care stabilește legătura între cilindrii, la intrarea în cilindrul *2*; (m²).

w_e — viteza gazului în secțiunea de ieșire a orificiului; (m/s).

A — echivalentul termic al lucrului mecanic; (kcal/kgm).

R_1 — constanta gazului din cilindrul *1*; (kgm/kg grd).

R_2 — constanta gazului din cilindrul *2*; (kgm/kg grd).

c_v — căldura specifică la volum constant a gazului din cilindrul *1*; (kcal/kg grd).

c_p — căldura specifică la presiune constantă a gazului din cilindrul *1*; (kcal/kg grd).

$\varkappa$ — raportul căldurilor specifice ale gazului din cilindrul *1*;

τ — timpul; (h).

Ecuațiile diferențiale care precizează fenomenul sînt bilanțurile energetice pentru cilindrii *1* și *2* și ecuația cantității de gaz scursă din cilindrul *1* în cilindrul *2*.

Într-un timp infinit mic $d\tau$, variația energiei interne dU_1 a gazului din cilindrul *1*, se datorește schimbului de căldură cu mediul exterior dQ_1, schimbului de lucru mecanic cu mediul exterior ca urmare a variației de volum dV_1 și scurgerii unei cantități de fluid dG din cilindrul *1* în cilindrul *2*.

Energia fluidului care părăsește cilindrul *1* este egală cu energia lui internă în condițiile din cilindrul *1*, la care se adaugă lucrul mecanic de dislocare prestat de gazul rămas în cilindrul *1*, asupra gazului care părăsește acest cilindru. Pentru un kilogram de gaz, această energie va fi

$$u_1 + Ap_1v_1 = i_1.$$

Bilanțul energetic pentru cilindrul *1* va avea deci expresia

$$dU_1 = dQ_1 - Ap_1\, dV_1 - i_1\, dG. \tag{1}$$

Cantitatea de fluid scursă este dată de expresia cunoscută

$$dG = 3\,600\,\frac{\mu f w_e}{v_e}\, d\tau, \tag{2}$$

în care coeficientul 3 600 rezultă din faptul că viteza de scurgere a fost exprimată în metri pe secundă, iar timpul în ore.

Pentru cilindrul *2*, ecuația bilanțului energetic este similară cu (1), cu observația că sosirea gazului în cilindrul *2* produce o creștere a energiei interne

$$dU_2 = dQ_2 - Ap_2\, dV_2 + i_1\, dG. \tag{3}$$

2. CALCULUL PROCESULUI DE SCURGERE ÎN IPOTEZA GAZULUI IDEAL

2. 1. Transformarea ecuațiilor generale

Dacă presupunem că scurgerea prin orificiu are loc izentropic, viteza de scurgere în secțiunea de ieșire în cazul gazului ideal are expresia

$$w_e = \psi \sqrt{R_1 T_1}\left(\frac{p_1}{p_e}\right)^{\frac{1}{\varkappa}}, \tag{4}$$

în care

$$\psi = \sqrt{\frac{2g\varkappa}{\varkappa - 1}\left(\frac{p_e}{p_1}\right)^{\frac{2}{\varkappa}} - \left(\frac{p_e}{p_1}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}}. \tag{5}$$

Aplicînd ecuația izentropicei gazului ideal

$$pv^{\varkappa} = \text{const.},$$

pentru un kilogram de gaz la intrarea și ieșirea din orificiu, se obține

$$\frac{v_1}{v_e} = \left(\frac{p_e}{p_1}\right)^{\frac{1}{\varkappa}}.$$

Înlocuind în această relație volumul specific v_1 din ecuația gazelor perfecte

$$v_1 = \frac{R_1 T_1}{p_1},$$

se deduce

$$\frac{1}{v_e} = \frac{p_1}{R_1 T_1}\left(\frac{p_e}{p_1}\right)^{\frac{1}{\varkappa}}. \tag{6}$$

Cu relațiile (4) și (6) ecuația (2) ia forma

$$dG = 3\,600\,\mu f \psi \sqrt{R_1 T_1}\left(\frac{p_1}{p_e}\right)^{\frac{1}{\varkappa}} \frac{p_1}{R_1 T_1}\left(\frac{p_e}{p_1}\right)^{\frac{1}{\varkappa}} d\tau,$$

sau

$$dG = 3\,600\,\frac{\mu f p_1}{\sqrt{R_1 T_1}}\,\psi\, d\tau. \tag{7}$$

Pentru a transforma ecuațiile generale (1) și (3), să exprimăm energiile interne din cei doi cilindri în funcție de energiile interne specifice

$$U_1 = G_1 u_1,$$
$$U_2 = G_2 u_2.$$

Diferențiind aceste relații și ținînd seama că pentru cilindrul *1*

$$dG_1 = -dG,$$

iar pentru cilindrul *2*

$$dG_2 = +dG,$$

se obține

$$dU_1 = G_1 du_1 - u_1 dG,$$
$$dU_2 = G_2 du_2 + u_2 dG.$$

Înlocuind aceste expresii în ecuațiile (1) și (2) rezultă

$$G_1 du_1 = dQ_1 - Ap_1\, dV_1 - (i_1 - u_1)\, dG, \tag{8}$$
$$G_2 du_2 = dQ_2 - Ap_2\, dV_2 + i_1\, dG - u_2 dG. \tag{9}$$

Pentru gazul ideal sînt valabile relațiile

$$i_1 - u_1 = AR_1 T_1,$$
$$u = c_v T,$$
$$du = c_v dT,$$
$$i = c_p T,$$
$$G_1 = \frac{p_1 V_1}{R_1 T_1},$$
$$G_2 = \frac{p_2 V_2}{R_2 T_2},$$
$$c_p - c_v = AR.$$

Schimburile de căldură cu mediul exterior vor avea următoarele expresii

$$dQ_1 = k_1 (T_{a_1} - T_1) F_1\, d\tau, \tag{10}$$
$$dQ_2 = k_2 (T_{a_2} - T_2) F_2\, d\tau. \tag{11}$$

Dacă se admite că în starea inițială în cilindrul *2* se află același gaz ca în cilindrul *1*, vom avea în orice moment

$$R_1 = R_2 = R.$$

Ținînd seamă de relațiile de mai sus, ecuațiile (8), (7) și (9) devin

$$\frac{dT_1}{d\tau} = k_1 \frac{R}{c_v} \frac{F_1}{V_1} \frac{T_1}{p_1} (T_{a_1} - T_1) - (\varkappa - 1)\, T_1 \frac{1}{V_1} \frac{dV_1}{d\tau} - \tag{12}$$
$$- 3\,600\, \mu\, (\varkappa + 1) \Psi \frac{f}{V_1} T_1 \sqrt{RT_1}$$

$$\frac{dG}{d\tau} = 3\,600\,\frac{\mu f_1}{\sqrt{RT_1}}\psi, \tag{13}$$

$$\frac{dT_2}{d\tau} = k_2\frac{R}{c_v}\frac{F_2}{V_2}\frac{T_2}{p_2}(T_{a_2} - T_2) - (\varkappa - 1)\,T_2\frac{1}{V_2}\frac{dV_2}{d\tau} +$$

$$+ 3\,600\,\mu\varkappa\psi p_1\sqrt{RT_1}\frac{f}{V_2}\frac{T_2}{p_2} - 3\,600\,\mu\psi p_1\sqrt{\frac{R}{T_1}}\frac{f}{V_2}\frac{T_2^2}{p_2}. \tag{14}$$

2.2. Integrarea ecuațiilor diferențiale (12), (13) și (14)

Dacă funcțiile de suprafață și volum din ecuațiile (12) și (14) și coeficienții k_1 și k_2 au o variație în timp care se exprimă prin formule complicate, este comod să se integreze grafic simultan ecuațiile (12), (13) și (14).

Cele trei ecuații dau tangentele la curbele de variație a mărimilor T_1, G, T_2 în funcție de timp. Pentru a determina variația în timp a acestor mărimi, este suficient să reprezentăm pentru fiecare mărime o serie de tangente, calculate pentru diverse momente.

Să alegem momentul cînd începem scurgerea drept origină pentru timp și să reprezentăm diagramele $T_1\tau$, $G\tau$ și $T_2\tau$, în care timpul să-l împărțim în intervale mici $\Delta\tau$ (fig. 2).

Cu valorile în momentul $\tau = 0$ a tuturor mărimilor care intră în ecuația (12) se calculează valoarea $\left(\frac{dT_1}{d\tau}\right)_{(0)}$ care reprezintă panta tangentei la curba $T_1 = \varphi(\tau)$ în momentul considerat. Se va duce deci în figura 2,*a* o dreaptă cu această pantă și a cărei ordonată la origine este temperatura $T_{1(0)}$ pe care o are gazul din cilindrul *1* în momentul $\tau = 0$. Dreapta determină, la sfîrșitul primului interval, punctul 1′, căruia îi corespunde temperatura $T_{1_{(1')}}$ care este socotită temperatura medie din cilindrul *1* pe primul interval.

În mod analog se determină cu ajutorul ecuației (14) în figura 2,*c* temperatura medie din cilindrul *2* pe primul interval $T_{2(1')}$.

Operînd la fel cu ecuația (13) se determină în figura 2,*b* punctul 1′, a cărui ordonată reprezintă cantitatea medie de fluid scursă pe primul interval. Dacă se duc în această figură două paralele la axa τ, respectiv la distanțele care reprezintă cantitățile de gaz prezente în fiecare cilindru la începutul scurgerii, se pot citi direct cantitățile de gaz medii pe interval din fiecare cilindru, deoarece

$$G_{1_{(1')}} = G_{1_{(0)}} - G_{(1')},$$

$$G_{2_{(1')}} = G_{2_{(0)}} + G_{(1')}.$$

Presiunile medii pe interval se obțin din ecuația gazelor perfecte

$$p_{1_{m_{(01)}}} = \frac{G_{1_{(1')}} RT_{1_{(1')}}}{V_{1_{m_{(01)}}}},$$

$$p_{2_{m_{(01)}}} = \frac{G_{2_{(1')}} RT_{2_{(1')}}}{V_{2_{m_{(01)}}}},$$

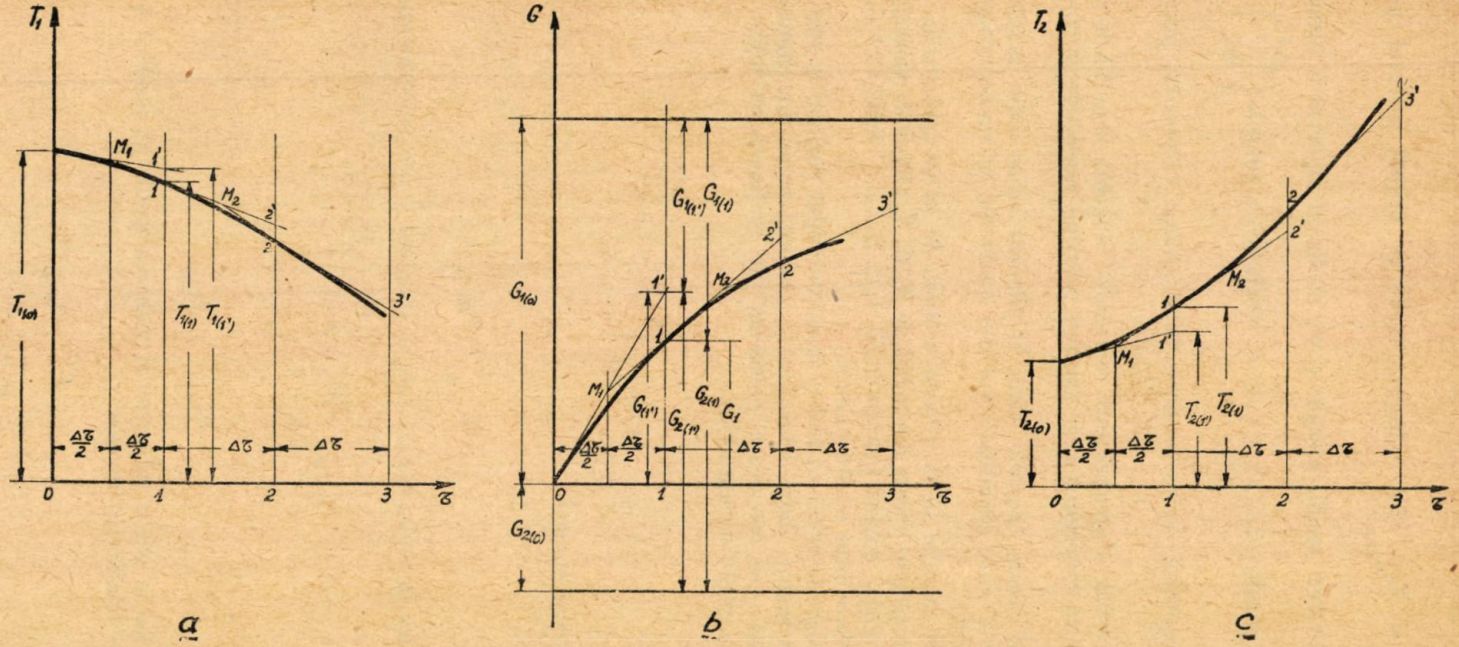


Fig. 2. — Integrarea grafică a ecuațiilor (12), (13) și (14).

în care $V_{1_{m_{(01)}}}$ și $V_{2_{m_{(01)}}}$ sînt volumele medii pe primul interval pentru fiecare cilindru.

Cu aceste valori medii, precum și cu media pe interval a tuturor mărimilor care intră în ecuațiile (12), (13) și (14), se recalculează valorile $\left(\frac{dT_1}{d\tau}\right)_{(1)}$, $\left(\frac{dG}{d\tau}\right)_{(1)}$ și $\left(\frac{dT_2}{d\tau}\right)_{(1)}$, cu ajutorul cărora se duce în diagrama respectivă prin mijlocul M_1 al primului interval, o dreaptă care reprezintă tangenta la curbă la sfîrșitul intervalului și care va determina deci valoarea mărimii respective la sfîrșitul interval lului.

Prelungind aceste tangente pînă la sfîrșitul intervalului următor, se determină punctele 2′ care precizează valorile medii ale mărimilor respective pentru al doilea interval.

Continuînd calculul după această metodă de la un interval la altul, rezultă o serie de valori pentru fiecare din mărimile T_1, G, T_2; legea de variație (de exemplu pentru T_1) se obține ducînd prin punctele 1, 2, 3,... o curbă care să fie tangentă la dreptele trasate prin aceste puncte.

Pentru fiecare interval va trebui să se determine regimul în care are loc scurgerea. În acest scop — după determinarea presiunii medii din cilindrul *1* pe intervalul considerat — se calculează presiunea din secțiunea de ieșire, după relația valabilă pentru regimul supracritic

$$p_{e_{m_{(j)}}} = p_{1_{m_{(j)}}} \left(\frac{2}{\varkappa + 1}\right)^{\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}},$$

fiind un interval oarecare.

Dacă

$$p_{e_{m_{(j)}}} > p_{2_{m_{(j)}}},$$

scurgerea are loc în regim supracritic, în care caz ψ are valoarea constantă

$$\psi = \left(\frac{2}{\varkappa + 1}\right)^{\frac{1}{\varkappa - 1}} \sqrt{\frac{2g\varkappa}{\varkappa + 1}}.$$

Dacă

$$p_{e_{m_{(j)}}} < p_{2_{m_{(j)}}},$$

scurgerea are loc în regim subcritic, și valoarea medie pe interval a funcțiunii se va calcula din relația (5) în care

$$p_e = p_{2_{m_{(j)}}},$$

$$p_1 = p_{1_{m_{(j)}}}.$$

3. CALCULUL PROCESULUI DE SCURGERE CU AJUTORUL DIAGRAMELOR TERMODINAMICE

3.1. Transformarea ecuațiilor generale

Înlocuind pe dG din (2) și schimburile elementare de căldură (10) și (11), ecuațiile generale (1), (2) și (3) devin

$$\frac{dU_1}{d\tau} = k_1 (T_{a_1} - T_1) F_1 - Ap_1 \frac{dV_1}{d\tau} - 3\,600 \frac{\mu f w_e}{v_e} i_1 , \tag{15}$$

$$\frac{dG}{d\tau} = 3\,600 \frac{\mu f w_e}{v_e} , \tag{16}$$

$$\frac{dU_2}{d\tau} = k_2 (T_{a_2} - T_2) F_2 - Ap_2 \frac{dV_2}{d\tau} + 3\,600 \frac{\mu f w_e}{v_e} i_1 . \tag{17}$$

Aceste trei ecuații au aceeași valabilitate generală ca și ecuațiile (1), (2) și (3), deoarece nu conțin nici o condiție suplimentară.

3. 2. Rezolvarea ecuațiilor (15), (16) și (17) pentru un gaz perfect de compoziție chimică constantă

Caz general

Prin caz general vom înțelege procesul de scurgere în care condițiile din amonte și aval sînt variabile în timp, situație în care scurgerea este precizată de ecuațiile (15), (16) și (17).

Înlocuirea ipotezei gazului ideal cu ipoteza gazului perfect (ipoteză care în marea majoritate a cazurilor duce la rezultate conforme cu realitatea), ne obligă să recurgem la un calcul grafic, deoarece la gazul perfect căldurile specifice variază cu temperatura și această variație este cunoscută numai pe cale experimentală.

Există și relații empirice care aproximează variația căldurilor specifice cu temperatura; folosirea lor duce însă la rezultate aproximative (dacă se folosesc relații simple) sau face calculul foarte complicat (dacă se folosesc relații care aproximează bine variația căldurilor specifice cu temperatura).

Pentru a integra ecuațiile (15), (16) și (17), va trebui să alegem diagramele cu ajutorul cărora vom determina valorile mărimilor care intervin în calcule.

Analizînd procedeul de calcul expus la punctul 2. 2, constatăm că presiunea la un moment dat, în amonte sau aval, poate fi calculată din ecuația gazelor perfecte, dacă se cunoaște pentru mediul respectiv compoziția chimică a gazului, cantitatea de gaz, volumul și temperatura. În cazul de față, compoziția chimică este invariabilă și deci constituie o dată a problemei; cantitatea de substanță se obține prin integrarea ecuației (16), iar volumul este de asemenea o dată a problemei. Pentru a determina temperatura, observăm că prin integrarea ecuațiilor (15) sau (17) se obține energia internă în mediul considerat; cum la un gaz perfect de compoziție chimică constantă, energia internă este o funcție numai de temperatură, rezultă că va trebui să dispunem de o diagramă energie internă-temperatură pentru gazul din mediul amonte. Aceeași diagramă poate fi folosită și la determinarea temperaturii din mediul aval, dacă la începutul scurgerii gazul care se află în acest mediu are aceeași compoziție cu gazul din amonte. În caz contrar, va trebui să dispunem de diagrame energie internă-temperatură pentru amestecul format din

gazul prezent în aval în momentul cînd începe scurgerea, cu diverse cantităţi de gaz sosite din amonte.

Întrucît compoziţia chimică a gazelor este presupusă constantă, trasarea acestor diagrame se poate face fără dificultate.

O altă mărime care intervine în ecuaţiile (15), (16) şi (17) şi care nu constituie o dată a problemei este viteza în secţiunea de ieşire a orificiului care stabileşte legătura între cele două medii. Dacă presupunem că scurgerea prin orificiu are loc adiabatic, viteza de scurgere pentru un interval de timp în care condiţiile din mediul amonte pot fi socotite invariabile, este dată de relaţia

$$w_e = \sqrt{\frac{2g}{A}(i_1 - i_e)}, \tag{18}$$

unde i_1 este entalpia specifică a mediului amonte, iar i_e *este entalpia specifică tot a mediului din amonte dar măsurată în condiţiile din secţiunea de ieşire a orificiului.*

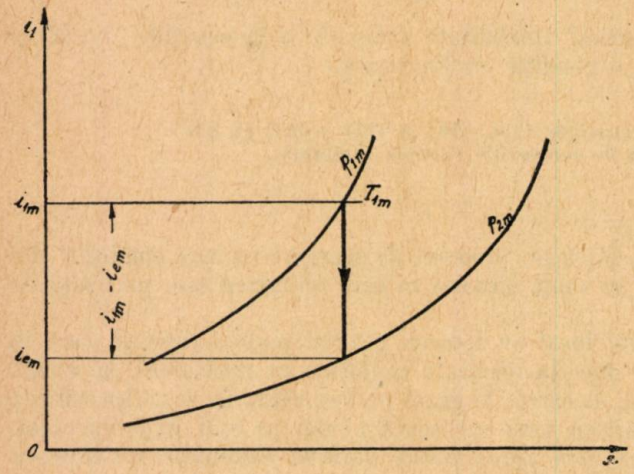


Fig. 3. — Determinarea variaţiei de etalpie pentru regimul subcritic.

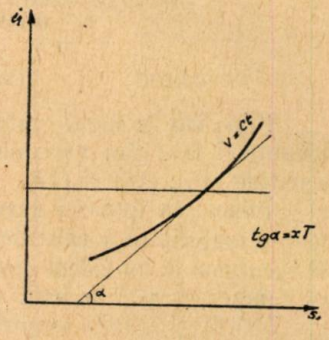


Fig. 4. — Determinarea grafică a raportului căldurilor specifice.

Variaţia entalpiei în procesul de scurgere depinde de condiţiile în care are loc scurgerea. Dacă admitem pentru simplificarea expunerii că scurgerea este nu numai adiabatică dar şi reversibilă *), evoluţia este complet precizată; în acest caz, variaţia de entalpie poate fi determinată într-o diagramă entalpie-entropie *trasată pentru gazul din amonte.*

Dacă scurgerea are loc în regim subcritic, entalpia în secţiunea de ieşire a orificiului corespunde punctului de intersecţie dintre izentropica dusă prin starea pe care o are gazul la intrarea în orificiu cu izobara corespunzătoare presiunii din aval, deoarece în regimul subcritic presiunea din secţiunea de ieşire este egală cu presiunea din aval (fig. 3).

Pentru regimul supracritic, presiunea din secţiunea de ieşire este diferită de presiunea din aval; fiindcă la un gaz perfect raportul critic al presiunilor depinde de temperatură, entalpia în secţiunea de ieşire va trebui determinată pe o altă cale.

*) În caz contrar, se va face corecţia corespunzătoare prin intermediul coeficientului de viteză.

După cum se știe, pentru un orificiu oarecare (asimilat cu un ajutaj convergent), viteza de scurgere în regimul supracritic este egală cu viteza sunetului în condițiile din secțiunea de ieșire. La un gaz perfect viteza sunetului este dată de relația

$$w_{e_{cr}} = \sqrt{g \varkappa R_1 T_e}, \tag{19}$$

în care $\varkappa$ este o funcție de temperatură.

Din (18) și (19) se obține pentru gazul perfect de calitate R_1, variația izentropică de entalpie necesară atingerii vitezei sunetului,

$$i_1 - i_e = \frac{AR_1}{2} \varkappa T_e, \tag{20}$$

relație în care $\varkappa$ și entalpia i_e trebuie evaluate la temperatura T_e.

Introducerea acestei condiții reclamă cunoașterea variației raportului căldurilor specifice $\varkappa$ în funcție de temperatură. Dacă nu se dispune de tabele pentru valorile căldurilor specifice în funcție de temperatură, variația lui $\varkappa$ se poate obține pe cale grafică din diagrama *is*.

În acest scop să ducem o tangentă la o izocoră oarecare, într-un punct de temperatură T (fig. 4).

Panta tangentei va fi

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{di}{ds} = \frac{c_p\, dT}{\dfrac{c_v\, dT}{T}}$$

sau

$$\operatorname{tg} \alpha = \varkappa T.$$

Repetînd calculul pentru diverse puncte ale izocorei, obținem variația căutată a lui $\varkappa$.

Să calculăm pentru diverse temperaturi produsul

$$\frac{AR_1}{2} \varkappa\, T,$$

pe care să-l reprezentăm în stînga diagramei $i_1 s_1$, păstrînd scara de temperatură a diagramei (fig. 5). Fie m_1 o stare oarecare a gazului din amonte, să determinăm starea la ieșirea din orificiu, pentru regimul supracritic.

Destinderea fiind izentropică, starea căutată se va afla pe verticala prin m_1. Scurgerea avînd loc în regim supracritic, starea finală trebuie să satisfacă relația (20). Pentru a pune această condiție, se duce orizontala $m_1 a$, dreapta ab paralelă cu bisectoarea întîia, și orizontala bc care taie izentropica prin m_1 în punctul căutat m_e (fig. 5).

Într-adevăr, din figura 5 se constată

$$bc = ac = m_1 m_e.$$

Însă

$$ac = i_1 - i_e,$$

$$bc = \frac{AR_1}{2} \varkappa\, T_e,$$

și ținînd seamă că mărimile i_e și $\varkappa$ au fost evaluate la temperatura T_e, rezultă că punctul m_e satisface relația (20).

Cu ajutorul acestei metode se poate preciza regimul de scurgere. Pentru starea m_1 din amonte se face construcția grafică din figura 5 și se determină punctul m_e. Dacă presiunea în m_e este mai mică decît presiunea din aval, scurgerea are loc în

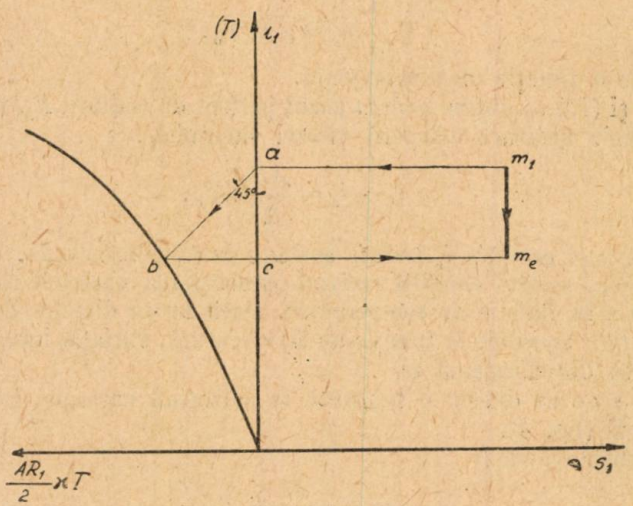


Fig. 5. — Determinarea grafică a variației de entalpie pentru regimul supracritic.

regim subcritic; viteza de scurgere se calculează cu variația de entalpie dintre punctul m_1 și punctul de pe izentropica prin m_1 în care presiunea este egală cu

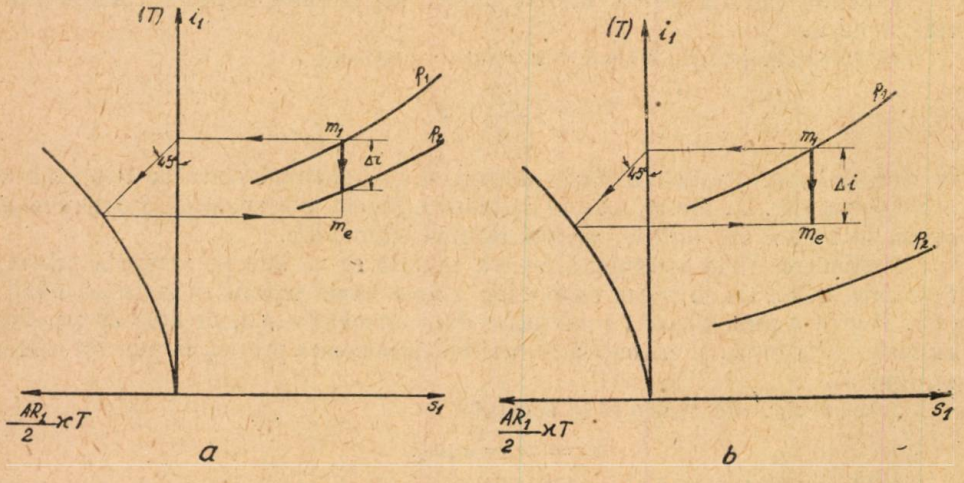


Fig. 6. — Determinarea grafică a regimului de scurgere.

presiunea din aval (fig. 6, *a*). Dacă presiunea în m_e este mai mare decît presiunea din aval, scurgerea are loc în regim supracritic; viteza de scurgere se calculează cu variația de entalpie dintre punctele m_1 și m_e (fig. 6, *b*).

Se poate trece acum la integrarea ecuațiilor (15), (16) și (17).

Să reprezentăm următoarele diagrame (fig. 7):

— diagrama energiei interne a cantității de gaz din amonte în funcție de timp ($U_1\tau$, fig. 7, *a*);

— diagrama energie internă specifică - temperatură a gazului din amonte (u_1T, fig. 7, *b*);

— diagrama cantității de gaz scursă în funcție de timp ($G\tau$, fig. 7, *c*);

— diagrama entalpie specifică - entropie pentru gazul din amonte ($i_1 s_1$, fig. 7, *d*);

— diagrama energiei interne a cantității de gaz din mediul aval, în funcție de timp ($U_2\tau$, fig. 7, *e*);

— diagrama energie internă - temperatură pentru amestecul format din gazul prezent în aval în momentul cînd începe scurgerea cu diverse cantități de gaz sosite din amonte (U_2T, fig. 7, *f*).

Pentru condițiile din momentul cînd începe scurgerea se determină mai întîi viteza de scurgere $w_{e_{(0)}}$ în figura 7, *d* (citind segmentul OO_e la scara vitezelor). Cu această valoare și cu valorile din momentul cînd începe scurgerea, ale tuturor mărimilor din ecuațiile (15), (16) și (17), se calculează pantele tangentelor la curbele U_1, G și U_2 pentru începutul primului interval. Reprezentînd aceste tangente respectiv în figurile 7, *a*, 7, *c*, 7, *e*, se determină la sfîrșitul primului interval punctele 1′, cărora le corespund valorile medii pe interval $U_{1_{(1')}}$, $G_{(1')}$ și $U_{2_{(1')}}$. Din figura 7, *c* se mai pot citi cantitățile de gaz medii pe interval din amonte și aval $G_{1_{(1')}}$, $G_{2_{(1')}}$.

În amonte energia internă specifică medie pe interval va fi

$$u_{1_{(1')}} = \frac{U_{1_{(1')}}}{G_{1_{(1')}}}.$$

La această valoare se citește în figura 7, *b* temperatura medie din amonte pentru primul interval, $T_{1_{(1')}}$.

Temperatura medie din aval pentru primul interval se obține intrînd în figura 7, *f* cu energia internă $U_{2_{(1')}}$ și interpolînd în trecurbele din diagramă cantitatea de gaz $G_{2_{(1')}}$ medie pe interval.

Cu valorile medii ale cantităților de gaz, ale temperaturilor și volumelor, se pot calcula din ecuația gazelor perfecte, presiunile medii pe primul interval în amonte și aval

$$p_{1_{m(01)}} = \frac{G_{1_{(1')}} \cdot R_1 \cdot T_{1_{(1')}}}{V_{1_{m(01)}}},$$

$$p_{2_{m(01)}} = \frac{G_{2_{(1')}} \cdot R_{2_{(01)}} \cdot T_{2_{(1')}}}{V_{2_{m(01)}}},$$

unde $R_{2_{(01)}}$ este media ponderată a constantelor gazelor care formează amestecul din aval

$$R_{2_{(01)}} = \frac{G_{2_{(0)}} \cdot R_{2_{(0)}} + G_{(1')} \cdot R_1}{G_{2_{(0)}} + G_{(1')}}.$$

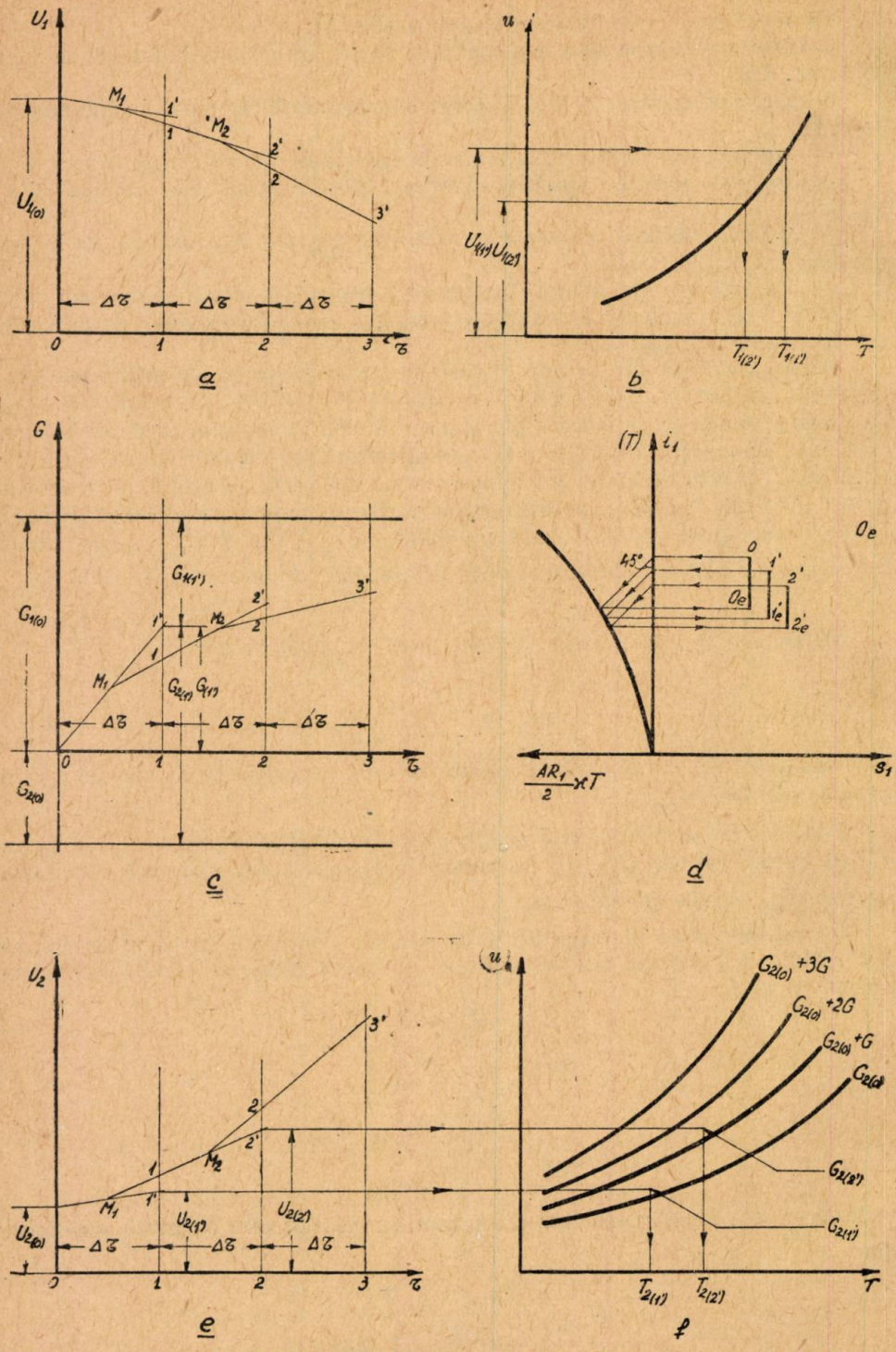


Fig. 7. — Integrarea grafică a ecuațiilor (15), (16) și (17) în cazul gazelor de compoziție chimică constantă.

Cunoscînd valorile medii pe interval ale mărimilor de stare se pot determina în diagrama din figura 7,*d* viteza medie şi volumul specific mediu în secţiunea de ieşire pentru primul interval. În această diagramă s-a presupus că pentru primul interval, scurgerea are loc în regim supracritic; viteza medie pe intervalul considerat corespunde variaţiei de entalpie între punctele $1'$ $1'_e$, iar volumul specific mediu în secţiunea de ieşire este volumul punctului $1'_e$.

Cu viteza medie, volumul specific mediu şi cu valorile medii pe primul interval ale tuturor mărimilor care intră în ecuaţiile (15), (16) şi (17) se calculează cîte o nouă valoare pentru mărimile $\frac{dU_1}{d\tau}$, $\frac{dG}{d\tau}$ şi $\frac{dU_2}{d\tau}$; cu aceste valori se duc prin mijlocul intervalului dreptele $M_1 1$, care precizează la sfîrşitul intervalului valorile adevărate ale mărimii respective.

Pentru intervalele următoare se prelungesc ultimile tangente pînă la sfîrşitul intervalului considerat şi se urmează aceeaşi cale.

Dacă diagrama $i_1 s_1$ (fig. 7,*d*) conţine şi o scară pentru energia internă specifică, temperatura mediului amonte poate fi determinată cu această diagramă şi ca atare diagrama $u_1 T$ (fig. 7,*b*) nu mai este necesară.

După cum s-a spus, dacă la începutul scurgerii, gazul din aval are aceeaşi compoziţie cu gazul din amonte, temperatura mediului aval se determină în diagrama $u_1 T$ (fig. 7,*b*) şi deci diagrama din figura 7,*f* poate fi suprimată.

Cazuri particulare

Condiţiile mediului aval sînt constante. În acest caz interesează numai variaţia mărimilor de stare din amonte, care se obţine prin integrarea ecuaţiilor (15) şi (16).

Metoda de calcul rămîne aceeaşi, calculul făcîndu-se numai cu diagramele *a*, *b*, *c* şi *d* din figura 7.

Deoarece presiunea din aval rămîne constantă, se pot simplifica operaţiile în diagrama $i_1 s_1$ (fig. 7,*d*), dacă se reprezintă curba de variaţie a presiunilor critice, adică cele mai mici presiuni din amonte la care se realizează viteza sunetului, presiunea din secţiunea de ieşire fiind egală cu presiunea din aval.

Curba presiunilor critice se poate obţine prin metoda din figura 5, plecînd însă de la presiunea din aval (fig. 8).

Dacă starea din amonte se situează deasupra curbei presiunilor critice, scurgerea are loc în regim supracritic, viteza de scurgere determinîndu-se în consecinţă.

Dacă starea din amonte se situează sub curba presiunilor critice, scurgerea are loc în regim subcritic, viteza de scurgere fiind determinată de variaţia de entalpie realizată printr-o destindere izentropică de la starea considerată pînă la presiunea constantă p_2 a mediului aval.

Condiţiile mediului amonte sînt constante. În acest caz interesează numai variaţia mărimilor de stare din aval, care se obţine prin integrarea ecuaţiilor (16) şi (17).

Calculul se face după aceeaşi metodă, cu diagramele *c*, *d* *e* şi *f* din figura 7.

Şi aici se poate trasa o curbă a presiunilor critice, plecînd însă de la presiunea constantă a mediului amonte. Dacă starea mediului aval se situează deasupra curbei presiunilor critice, scurgerea are loc în regim subcritic şi invers.

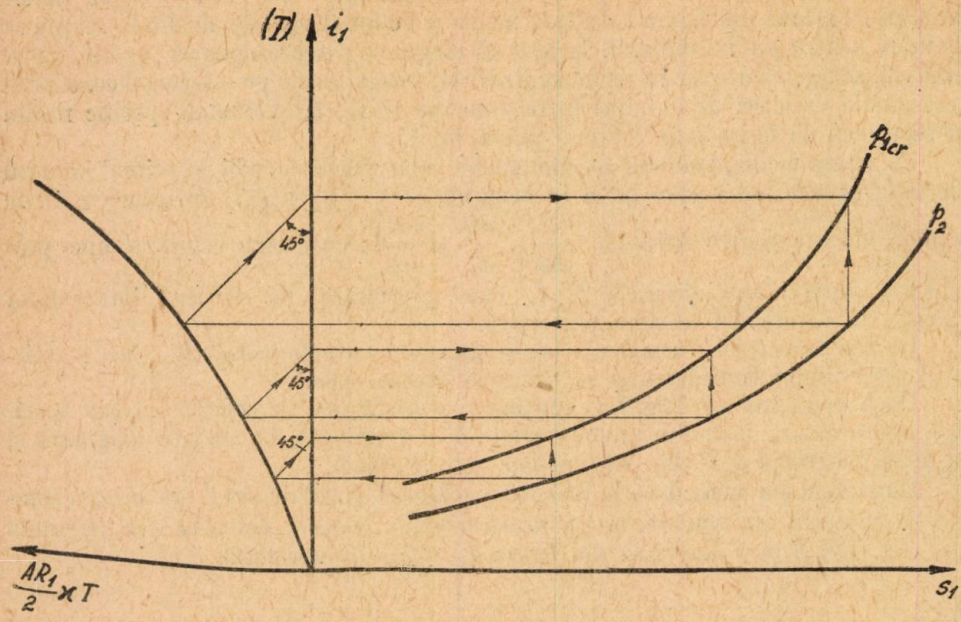


Fig. 8. — Determinarea curbei presiunilor critice în cazul $p_2 = \text{const.}$

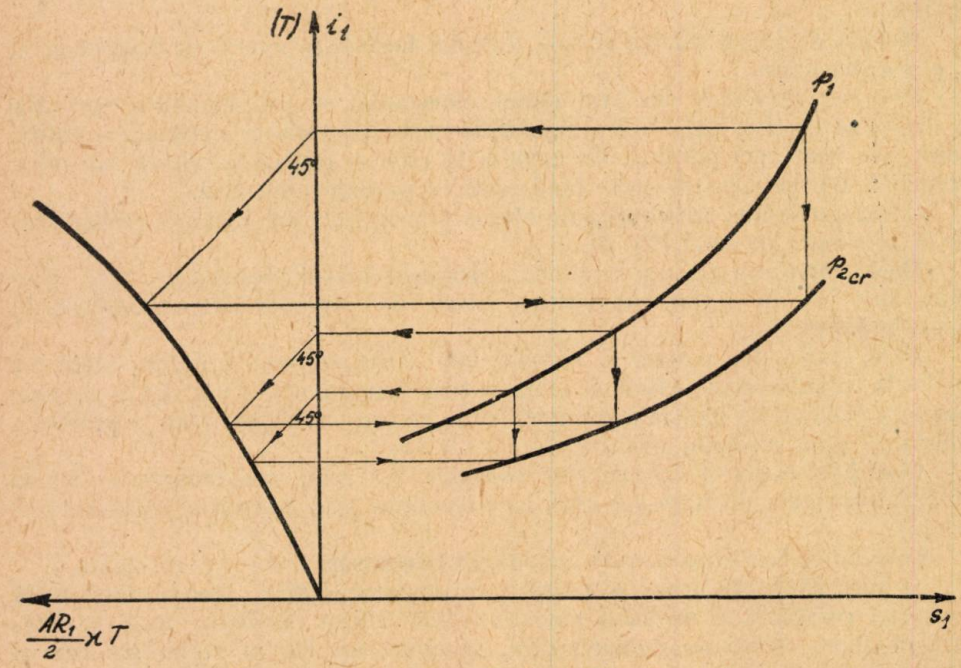


Fig. 9. — Determinarea curbei presiunilor critice în cazul $p_1 = \text{const.}$

3. 3. Rezolvarea ecuațiilor (15), (16) și (17) pentru un gaz de compoziție chimică variabilă

Caz general.

Variația compoziției gazelor se produce cînd au loc reacții chimice în timpul scurgerii. Cele mai frecvente sînt reacțiile de disociere; dacă în starea inițială gazele se află în echilibru chimic, variația presiunii și temperaturii produce o deplasare a echilibrului chimic, adică o modificare a compoziției chimice.

Fiindcă la stabilirea ecuațiilor (15), (16) și (17) nu s-a pus nici o condiție pentru gazele care evoluează, rezultă că aceste ecuații rămîn valabile și în cazul cînd compoziția chimică a gazelor este variabilă. Însă, datorită reacțiilor chimice, se produce o variație a energiei chimice și ca atare în ecuațiile (15) și (17), va trebui să se considere energia internă totală (suma dintre energia internă sensibilă și energia chimică) și entalpia totală (suma dintre entalpia sensibilă și energia chimică).

Rezolvarea ecuațiilor (15), (16) și (17) pentru cazul considerat se face în principiu după metoda din figura 7. Există însă unele deosebiri, și anume:

— Energia internă totală fiind funcție nu numai de temperatură ci și de presiune, determinarea temperaturii medii pe interval nu se mai poate face în diagrama u_1T pentru mediul amonte (fig. 7,*b*), sau diagrama u_2T pentru mediul aval. Temperatura medie pe interval se obține calculînd energia internă totală specifică medie pe interval și intrînd cu această valoare într-o diagramă energie internă totală specifică-entropie totală specifică pentru gazul din mediul respectiv; același oficiu îl poate face și o diagramă entalpie totală specifică-entropie totală specifică, în care se află trasate curbele de energie internă totală specifică.

— Deoarece compoziția gazului din aval se schimbă nu numai din cauza variației de presiune și temperatură ci și din cauza gazului care sosește din amonte, rezolvarea grafică a procesului de scurgere necesită o diagramă *is* cu disociație pentru gazul din amonte, și un mare număr de diagrame *is* sau *us* cu disociație pentru gazele care se obțin prin amestecarea gazului prezent în aval în momentul începerii scurgerii, cu diverse cantități de gaz sosite din amonte. Cum construirea unei diagrame *is* cu disociație este foarte complicată, vom face ipoteza că în momentul începerii scurgerii, în amonte și în aval se află același gaz, cu compoziția care corespunde presiunii și temperaturii mediului respectiv.

În baza acestei ipoteze, temperaturile din amonte și aval se determină în aceeași diagramă *is*, care rămîne valabilă tot timpul scurgerii.

Dacă ipoteza de mai sus nu este admisibilă (ceea ce se întîmplă cînd gazul prezent în aval în momentul începerii scurgerii este în cantitate mare și are o compoziție mult diferită de gazul din amonte), calculul se poate face fie cu ajutorul diagramelor termodinamice generalizate, fie pe cale analitică prin rezolvarea ecuațiilor de echilibru.

— Determinarea regimului de scurgere nu se mai poate face după metoda din figura 6, deoarece pe de o parte în diagrama *is* izotermele nu mai sînt drepte orizontale, iar pe de altă parte raportul căldurilor specifice $\varkappa$ depinde și de temperatură și de presiune.

Viteza de scurgere în secțiunea de ieșire este dată tot de relația (18)

$$w_e = \sqrt{\frac{2g}{A}(i_1 - i_e)},$$

în care i_1 și i_e sînt acum entalpiile totale specifice la intrarea și la ieșirea din orificiul de scurgere. Entalpia i_1 este cunoscută (entalpia totală specifică din amonte,

medie pe intervalul considerat). Pentru regimul subcritic, entalpia i_e se obține ca în cazul scurgerii unui gaz de compoziție constantă, adică la intersecția izentropicei dusă prin starea din amonte cu izobara corespunzătoare presiunii din aval. Pentru regimul supracritic, mărimile de stare din secțiunea de ieșire se obțin punînd condiția (20), care sub o altă formă se scrie

$$i_1 - i_e = \frac{A}{2} \frac{p_1 v_1}{T_1} \varkappa T_e . \tag{21}$$

În acest scop, se fixează în diagrama $i_1 s_1$ starea considerată din amonte m_1, prin care se duce o izentropică (fig. 10, *a*). Pentru diverse puncte de pe această

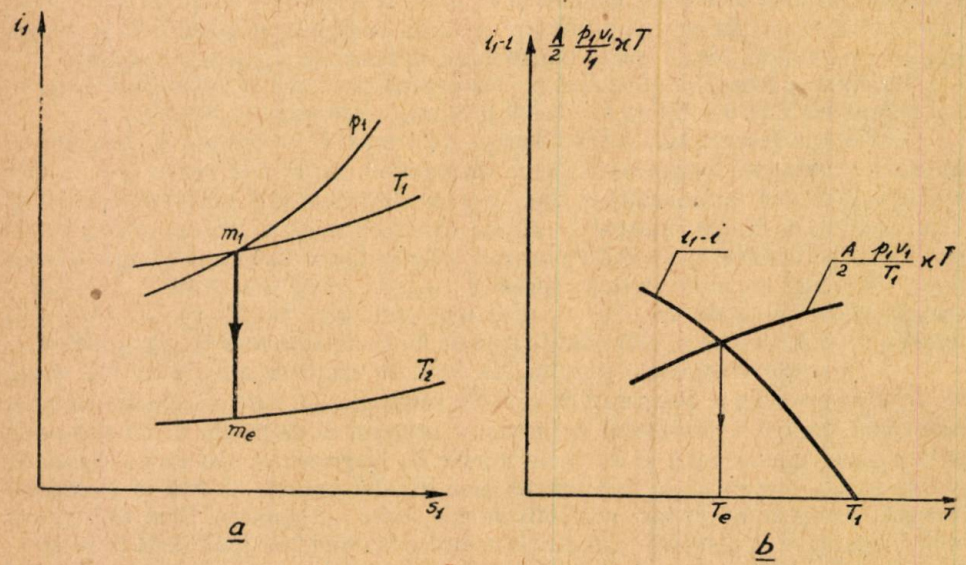


Fig. 10. — Determinarea regimului de scurgere pentru un gaz de compoziție chimică variabilă.

izentropică se determină raportul căldurilor specifice $\varkappa$ după metoda din figura 4 și se citește entalpia i și temperatura T. Se calculează apoi diferența

$$i_1 - i$$

și produsul

$$\frac{A}{2} \frac{p_1 v_1}{T_1} \varkappa T ,$$

care se reprezintă într-o diagramă în funcție de temperatură (fig. 10, *b*).

Intersecția celor două curbe va determina temperatura din secțiunea de ieșire T_e, deoarece pentru acest punct este satisfăcută relația (21), în care entalpia i_e este evaluată la temperatura T_e. Cu această temperatură se determină în diagrama $i_1 s_1$ pe izentropica prin m_1, starea pe care o are gazul la ieșirea din orificiu.

Prin construcția de mai sus se poate determina și regimul de scurgere. Dacă

$$p_{m_e} < p_2,$$

scurgerea are loc în regim subcritic, iar dacă

$$p_{m_e} > p_2,$$

scurgerea are loc în regim supracritic.

În rezumat, pentru un gaz de compoziție chimică variabilă și în ipoteza că în starea inițială în amonte și aval se află același gaz, integrarea ecuațiilor (15), (16) și (17) se conduce după cum urmează (notațiile sînt cele din figura 7):

— Se trasează diagramele $U_1\mathcal{T}$, $G\mathcal{T}$, $U_2\mathcal{T}$ și $i_1 s_1$.

— În fiecare din primele trei diagrame se duce tangenta la începutul primului interval; acestea determină, la sfîrșitul intervalului, valorile medii $U_{1_{(1')}}$, $G_{1_{(1')}}$, $G_{2_{(1')}}$ și $U_{2_{(1')}}$.

— Se calculează pentru amonte energia internă totală specifică și volumul specific mediu pe interval

$$u_{1_{(1')}} = \frac{U_{1_{(1')}}}{G_{1_{(1')}}},$$

$$v_{1_{m_{(01)}}} = \frac{V_{1_{m_{(01)}}}}{G_{1_{(1')}}}.$$

Cu aceste valori se fixează în diagrama $i_1 s_1$ starea din amonte medie pe interval; din diagramă se citește pentru mediul amonte în punctul obținut, presiunea $p_{1_{m_{(01)}}}$ și temperatura $T_{1_{(1')}}$ medii pe interval.

— Se procedează la fel pentru mediul aval și se determină tot în diagrama $i_1 s_1$ (conform ipotezei) presiunea $p_{2_{m_{(01)}}}$ și temperatura $T_{2_{(1')}}$ medii pe interval.

— Cu presiunile medii pe interval din amonte și aval se determină viteza de scurgere și volumul specific din secțiunea de ieșire, după metoda din figura 10; aceste valori, împreună cu valorile medii pe interval ale tuturor celorlalte mărimi din ecuațiile (15), (16) și (17), servesc la trasarea tangentei următoare.

Pentru celelalte intervale se procedează în același mod.

Cazuri particulare

Pentru cele două cazuri particulare considerate anterior, metoda precedentă rămîne valabilă, calculul fiind însă simplificat.

Cînd condițiile mediului aval sînt constante se integrează numai ecuațiile (15) și (16), cu ajutorul diagramelor $U_1\mathcal{T}$, $G\mathcal{T}$ și $i_1 s_1$. Cînd condițiile mediului amonte sînt constante se integrează numai ecuațiile (16) și (17), cu ajutorul diagramelor $U_2\mathcal{T}$, $G\mathcal{T}$ și $i_1 s_1$.

Pentru ușurința calculului se poate reprezenta în diagrama $i_1 s_1$ la fiecare caz, curba presiunilor critice, folosind însă metoda din figura 10.

CONCLUZII

Metoda de calcul a parametrilor termodinamici în procesele de scurgere a gazelor în regim variabil expusă mai înainte, prezintă o serie de avantaje.

Astfel, analiza fenomenului pe calea bilanțului energetic permite obținerea unor ecuații care pot cuprinde orice proces de scurgere a unui gaz.

De asemenea, rezolvarea acestor ecuaţii cu ajutorul diagramelor termodinamice, oferă posibilitatea de a urmări procesul de scurgere comod şi precis, pentru cazuri care nu puteau fi rezolvate, şi anume scurgerea unui gaz în regim variabil ale cărui călduri specifice variază cu temperatura, sau a unui gaz de compoziţie chimică variabilă.

ОБЩИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ В ПРОЦЕССАХ ТЕЧЕНИЯ ГАЗОВ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ РЕЖИМЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящем сообщении излагается общий метод расчета термодинамических параметров в процессах течения газов при переменном режиме. До настоящего времени применялись методы, основанные на гипотезе идеального газа, приводящие в некоторых случаях к результатам, сильно отличающимся от действительности.

При помощи этих методов нельзя разрешить проблему течения газа, состав которого меняется во время течения. Предлагаемый метод устраняет вышеуказанные недостатки и основан на графическом расчете, состоящем в использовании термодинамических диаграмм, в которых учитываются изменения удельных теплот в зависимости от температуры и изменение химического состава в зависимости от давления и температуры.

Для более легкого уяснения этого метода, автор выводит прежде всего дифференциальные уравнения для общего случая течения, при переменном режиме. Эти уравнения автор интегрирует в соответствии с гипотезой идеального газа, после чего переходит к изложению метода расчета, основанного на термодинамических диаграммах.

Предлагаемый метод представлен в виде двух вариантов, из которых один относится к случаю постоянного химического состава, а другой к случаю переменного химического состава; каждый вариант приурочен к частным случаям течения газа, часто встречающимся в практике.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1.— Схема расчета течения газа при переменном режиме.
Рис. 2.— Графическое интегрирование уравнений (12), (13) и (14).
Рис. 3.— Определение изменений энталпии при подкритическом режиме.
Рис. 4.— Графическое определение отношения удельных теплот.
Рис. 5.— Графическое определение изменений энталпии при сверхкритическом режиме.
Рис. 6.— Графическое определение режима течения.
Рис. 7.— Графическое интегрирование уравнений (15), (16) и (17) в случае газов с постоянным химическим составом.
Рис. 8.— Определение кривой критических давлений при P_2=const.
Рис. 9.— Определение кривой критических давлений при P_1=const.
Рис. 10. — Определение режима течения газа с переменным химическим составом.

UNE MÉTHODE GÉNÉRALE POUR LE CALCUL DES PARAMÈTRES THERMODYNAMIQUES DANS LES PROCÈS D'ÉCOULEMENT DES GAZ EN RÉGIME VARIABLE

(RÉSUMÉ)

On présente une méthode générale de calcul des paramètres thermodynamiques dans les procès d'écoulement des gaz sous régime variable. Jusqu'à présent, on a utilisé des méthodes basées sur l'hypothèse du gaz idéal et qui, en certains cas, conduisent à des résultats très différents de la réalité.

Ces méthodes ne permettent pas de résoudre le problème de l'écoulement d'un gaz dont la composition varie au cours de l'écoulement. La méthode présentée élimine les inconvénients mentionnés et elle est basée sur un calcul graphique utilisant les diagrammes thermodynamiques dans lesquels on tient compte de la variation des chaleurs spécifiques avec la température ainsi que de la modification de la composition chimique avec la pression et la température.

Pour faciliter la compréhension de cette méthode, on a d'abord établi les équations différentielles pour un cas général d'écoulement en régime variable. Ces équations sont intégrées dans l'hypothèse du gaz idéal, pour passer ensuite à la description de la méthode de calcul basée sur des diagrammes thermodynamiques.

La méthode est présentée en deux variantes: celle de la composition chimique constante et celle de la composition chimique variable. Chacune de ces variantes est particularisée pour les cas d'écoulement rencontrés fréquemment en pratique.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma du calcul de l'écoulement d'un gaz en régime variable.
Fig. 2. — Intégration graphique des équations (12), (13), (14).
Fig. 3. — Calcul de la variation de l'enthalpie dans le régime sous-critique.
Fig. 4. — Calcul graphique du rapport des chaleurs spécifiques.
Fig. 5. — Calcul graphique de la variation de l'enthalpie dans le régime sur-critique.
Fig. 6. — Calcul graphique du régime d'écoulement.
Fig. 7. — Intégration graphique des équations (15), (16) et (17) dans le cas des gaz à composition chimique constante.
Fig. 8. — Calcul de la courbe des pressions critiques dans le cas p_2 = constant.
Fig. 9. — Calcul de la courbe des pressions critiques dans le cas p_1 = constant.
Fig. 10. — Calcul du régime d'écoulement pour un gaz à composition chimique variable.

BIBLIOGRAFIE

1. N. M. Glagolev, *Rabocie professî dvigateli vnutrenego sgorania.* Moscova, 1950.
2. H. List *Ladungswechsel.* Springer Wien. 1948.
3. G. Bărănescu, *Calculul proceselor de ardere.* Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti 1955.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

TERMOTEHNICĂ

O NOUĂ METODĂ DE CALCUL A ARDERII CU RECIRCULAŢIE APLICATĂ LA CUPTOARE*)

DE

V. GHIA

I. GENERALITĂŢI

Arderea combustibililor în cuptoare se face în majoritatea cazurilor cu un exces de aer. Acesta este necesar în primul rînd pentru a se asigura o ardere cît mai completă deoarece, din cauza amestecului imperfect dintre combustibil şi aer, arderea nu decurge în bune condiţii cu cantitatea teoretică de aer.

În multe cazuri procesul tehnologic cere o temperatură de ardere mai mică decît temperatura care se realizează în focar în condiţiile unei arderi complete. Pentru a coborî temperatura de ardere pînă la valoarea dorită, se introduce în focar o cantitate suplimentară de aer.

Astfel majoritatea cuptoarelor lucrează cu un exces de aer mai mare decît excesul care duce la o ardere completă.

Această metodă de a conduce arderea, numită în cele ce urmează « arderea normală » antrenează pierderi, deoarece temperatura de evacuare a gazelor de ardere este mai mare decît temperatura aerului de răcire; ca atare aerul de răcire elimină din instalaţie o cantitate de căldură egală cu diferenţa de entalpie între temperatura la care este evacuat şi temperatura la care este introdus în instalaţie. Pierderile prin aerul de răcire cresc odată cu această diferenţă de temperatură precum şi cu diferenţa dintre temperatura teoretică de ardere şi temperatura ce trebuie realizată în focar.

Reducerea temperaturii din focar pînă la valoarea dorită se mai poate face prin înlocuirea aerului de răcire cu gaze de ardere, lucru posibil deoarece temperatura gazelor de ardere care părăsesc instalaţia este întotdeauna mai mică decît temperatura din focar. Această metodă, constînd în readucerea în focar a unei cantităţi din produsele de ardere evacuate, este numită ardere cu recirculaţie.

Astfel se elimină pierderile de căldură menţionate anterior, deoarece temperatura la care sînt introduse gazele de ardere în focar este egală **) cu temperatura

---

*) Lucrare prezentată în Secţia de termotehnică a Institutului de energetică la data de 28 septembrie 1954.

**) Practic pierderile de căldură în mediul ambiant ce au loc prin vehicularea produselor de ardere recirculate pot fi făcute neglijabile.

la care sînt evacuate din instalație, deci întreaga cantitate de căldură absorbită prin încălzire în focar este cedată spațiului de lucru al cuptorului.

Arderea cu recirculație se poate efectua prin două procedee:

1. Se arde combustibilul într-un spațiu separat și apoi se amestecă cu gazele recirculate.

2. Se arde combustibilul în prezența gazelor recirculate.

Folosindu-se un combustibil gazos cu o putere calorifică mare, prin amestecul prealabil cu gazele arse recirculate se realizează un gaz sărac. La acest procedeu, deși cantitățile de gaze ce pot fi recirculate sînt nelimitate, practic condițiile de ardere ale gazului combustibil obținut sînt laminative.

Folosirea arderii cu recirculație mai prezintă și alte avantaje ca:

— nivelarea temperaturii la cuptoarele la care este necesară o încălzire uniformă a materialului;

— eliminarea variațiilor și vîrfurilor de temperatură, ambele dăunătoare construcției interioare a cuptorului;

— activarea transmisiei de căldură la produsul tehnologic, deoarece pe de o parte gazele din focar au o compoziție chimică favorabilă procesului de transmisie al căldurii, iar pe de altă parte viteza de scurgere a gazelor în instalație este mărită din cauza sporirii debitului lor.

Pînă în prezent, calculul termodinamic al arderii normale și numai parțial al arderii cu recirculație se efectuează analitic, obținîndu-se formule complicate greu de utilizat, bazate pe folosirea căldurilor specifice medii.

În cele ce urmează se va prezenta o metodă grafică de calcul care prezintă următoarele avantaje:

— mărește precizia evaluării diverselor schimburi energetice deoarece ține seama în mod riguros de variația căldurii specifice cu temperatura;

— dă o generalizare ușoară a fenomenelor termice sub forma unor nomograme;

— permite cercetarea unor fenomene mai complexe care prin metodele utilizate curent, ar fi foarte greu sau imposibil de evaluat cantitativ. Astfel este problema evaluării efectului preîncălzirii aerului de ardere asupra arderii cu recirculație.

Cu ajutorul metodei de calcul expuse în cursul articolului se va face o comparație între arderea normală și arderea cu recirculație.

Drept criterii de comparație, s-au ales următoarele: temperatura produselor de ardere la evacuare, temperatura în spațiul de ardere, calitatea combustibilului și cantitatea de căldură transmisă pe oră (materialul de încălzit) sînt aceleași în ambele variante.

Se admite că temperatura în focar este mai mică decît 1200°C astfel încît nu se ține seama de disociație. În capitolele II și III se va considera că aerul de ardere nu se preîncălzește.

II. ARDEREA NORMALĂ

Notațiile utilizate:

H_i — puterea calorifică inferioară a combustibilului utilizat $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$,

Q_0 — căldura disponibilă în focar *) $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

*) Toate cantitățile de căldură care vor interveni în cursul articolului, se referă la 1Nm³ de combustibil ars dacă se utilizează combustibil gazos sau la 1 kg dacă se utilizează combustibil solid sau lichid.

Q_r — căldura pierdută din focar în mediul ambiant $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

Q'_r — căldura pierdută din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

Q_u — căldura utilă în cazul arderii normale în ipotezele că nu se aspiră aer fals și se neglijează pierderile de căldură în mediul ambiant după focar $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

Q'_u — căldura utilă în cazul arderii normale în ipoteza că se aspiră și aer fals $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

α — coeficientul excesului de aer;

α_0 — coeficientul excesului de aer minim pentru care arderea are loc în condiții optime;

$\Delta\alpha$ — raportul dintre cantitatea de aer fals aspirat și cantitatea teoretică de aer pentru ardere;

η — randamentul termic al procesului tehnologic în cazul arderii normale;

η_f — randamentul arderii în focar;

k — raportul dintre căldura pierdută din focar în mediul ambiant și puterea calorifică inferioară $\left(\frac{Q_r}{H_i}\right)$;

q — coeficientul de utilizare a puterii calorifice ($Q_0 = q \cdot H_i$);

t_a — temperatura mediului ambiant (°C);

t_{ga} — temperatura produselor de ardere la evacuarea din cuptor pentru un anumit regim de funcționare (°C);

t_f, t'_f, t''_f — temperaturile din focar pentru diverse valori ale coeficientului de exces de aer (°C);

V_0 — cantitatea teoretică de aer pentru ardere $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

I_{aga} — entalpia aerului fals $\Delta\alpha\ V_0$ la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal);

I_{ata} — entalpia aerului fals $\Delta\alpha\ V_0$ la temperatura ambiantă t_a (kcal);

I_{gta} — entalpia gazelor de ardere produse în focar la temperatura ambiantă t_a (kcal);

I_{ga} — entalpia gazelor de ardere produse în focar la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal);

I_{gf} — entalpia gazelor de ardere produse în focar la temperatura din focar t_f (kcal);

$\Delta I_a = I_{aga} - I_{ata}$ — căldura absorbită de aerul fals pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a până la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal).

Calculul arderii normale se va face în două etape:

1. Se determină căldura utilă Q'_u*) făcînd abstracție de aerul fals intrat și

*) În cursul expunerii s-au considerat neglijabile: căldura rezultată din reacțiile exoterme și căldura absorbită de reacțiile endoterme.

de pierderile de căldură din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar, dar ținîndu-se seama de arderea incompletă și pierderile de căldură din focar în mediul ambiant.

2. Se determină căldura utilă Qu, deci și randamentul termic al procesului tehnologic ținînd seama de elementele neglijate la etapa 1.

1. *Determinarea căldurii utile* Q'_u

Fiindcă arderea decurge izobar, temperatura din spațiul de ardere poate fi determinată observînd că în timpul procesului se produc simultan trei fenomene.

— transformarea substanțelor inițiale în gaze de ardere,

— încălzirea gazelor de ardere,

— dilatarea gazelor de ardere, în urma încălzirii lor.

Pentru determinarea temperaturii de ardere, care este o mărime a stării finale a procesului energetic, se poate alege orice cale, care pleacă de la aceeași stare inițială și ajunge la aceeași stare finală.

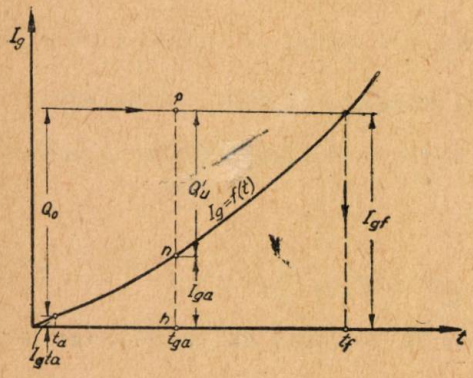


Fig. 1. — Determinarea temperaturii din focar t_f.

Cel mai simplu drum ar fi să se considere separat cele trei fenomene, adică să se parcurgă procesul real în trei etape: arderea, încălzirea și dilatarea.

La presiune constantă există posibilitatea de a cuprinde dintr-odată schimburile energetice, care se produc în timpul încălzirii și al dilatării. Arderea va putea deci să fie realizată numai în două etape:

— se ard complet substanțele inițiale la temperatura ambiantă t_a și presiunea atmosferică. Pentru a menține temperatura constantă se extrage în exterior cantitatea de căldură liberată în timpul reacției chimice $(H_i\ \eta_f)$;

— se încălzesc la presiunea constantă produsele de ardere rezultate din etapa precedentă cu ajutorul căldurii disponibile, Q_0, care este egală cu diferența între căldura degajată prin ardere $H_i\,\eta_f$ și pierderile de căldură în mediul ambiant în focar kH_i.

Căldura disponibilă Q_0 va servi la variația entalpiei, astfel încît după ce s-a cheltuit, gazele de ardere vor avea tocmai entalpia I_{gf} corespunzătoare temperaturii de ardere t_f.

Problema se reduce deci la calcularea entalpiei finale a gazelor de ardere I_{gf}, care este egală cu suma între entalpia gazelor de ardere la temperatura ambiantă I_{gta} și căldura disponibilă Q_0.

Trasîndu-se curba $I_g = f\ (t)$ se poate determina entalpia gazelor de ardere produse în focar la diverse temperaturi (fig. 1).

Adăugînd la entalpia I_{gta} căldura disponibilă Q_0 se obține entalpia I_{gf} a gazelor de ardere la temperatura de ardere t_f.

Pentru cazul cînd nu se aspiră aer fals și pierderile de căldură din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar sînt neglijate, ecuația de bilanț termic este

$$I_{gta} + Q_0 = Q'_u + I_{ga}, \qquad (1)$$

iar randamentul termic al procesului tehnologic

$$\eta = \frac{Q'_u}{H_i}, \tag{2}$$

unde

$$Q'_u = Q_0 + I_{gta} - I_{ga}. \tag{3}$$

În figura 1 segmentul *hn* reprezintă entalpia gazelor de ardere din focar I_{ga} la temperatura de evacuare t_{ga}, iar segmentul *np* căldura utilă Q'_u, pentru coeficientul exesului de aer α considerat atunci cînd temperatura în focar este t_f, iar temperatura de evacuare t_{ga}.

Pentru o cantitate unitară de combustibil și pentru diverse valori ale coeficientului de exces de aer se poate trasa o familie de curbe $I_g = f(t)$ ce folosește

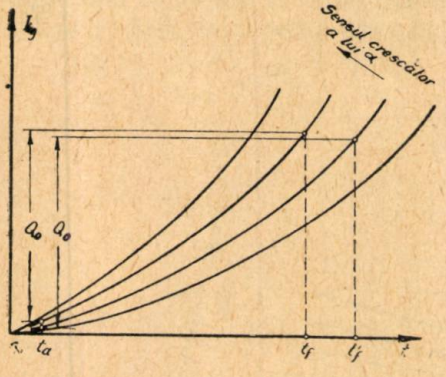


Fig. 2. — Creșterea temperaturii din focar prin scăderea coeficientului de exces de aer α.

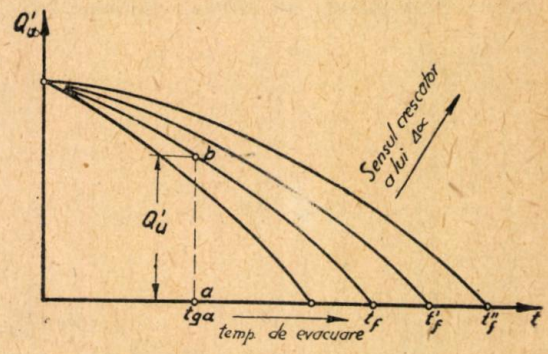


Fig. 3. — Determinarea căldurii utile Q'_u.

la determinarea temperaturilor din focar t_f și a căldurilor utile Q'_u (fig. 2). Pînă la valoarea minimă a coeficientului de aer α_0, pentru care arderea are loc în condiții optime, micșorînd coeficientul de exces de aer α se mărește temperatura din focar t_f și căldura utilă Q'_u.

Pentru determinarea comodă a căldurii utile Q'_u este indicat să se traseze familia de curbe $Q'_u = f(t)$ (fig. 3). Punctele în care această familie de curbe intersectează axa absciselor, sînt cazuri pentru care temperatura de evacuare t_{ga} este egală cu temperatura din focar și deci căldura utilă Q'_u este zero.

2. *Determinarea căldurii utile* Q_u

Dacă se aspiră aer fals după spațiul de ardere, acesta va absorbi din căldura utilă Q'_u cantitatea de căldură (ΔI_a). necesară încălzirii de la temperatura ambiantă t_a pînă la temperatura de evacuare t_{ga}. De asemenea din căldura utilă Q'_u se va scădea și căldura Q'_r ce se pierde din spațiul de lucru în mediul ambiant, după focar.

Ecuația de bilanț termic este

$$I_{gta} + I_{ata} + Q_0 = Q_u + Q'_r + I_{ga} + I_{aga}, \tag{4}$$

$$Q_u = Q_0 + I_{gta} - I_{ga} - (I_{aga} - I_{ata}) - Q'_r,$$

sau

$$Q_u = Q_0 + I_{gta} - (I_{ga} + \Delta I_a + Q'_r), \tag{5}$$

căci

$$I_{aga} - I_{ata} = \Delta I_a.$$

Randamentul termic al procesului tehnologic la arderea normală este

$$\eta_t = \frac{Qu}{H_i} = \frac{q\ H_i + I_{gta} - I_{ga} - Q'_r}{H_i} = q - \frac{I_{ga} + \Delta I_a + Q'_r - I_{gta}}{H_i} \tag{6}$$

căci

$$Q_0 = qH_i, \text{ iar } q = \eta_f - k.$$

Din relația (6) se poate deduce că randamentul termic al procesului tehnologic este scăzut pentru un anumit combustibil, cînd arderea este incompletă ($\eta \neq 1$),

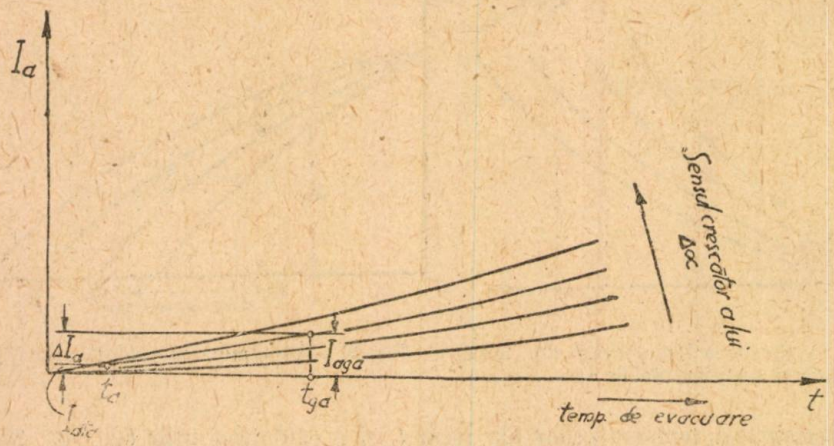


Fig. 4. — Variația entalpiei aerului fals $\Delta\alpha\ V_0$ în funcție de temperatura de evacuare t_{ga}.

pierderile de căldură în mediul ambiant, mari (k și Q'_r sînt mari), aerul fals aspirat este în cantitate mare, iar temperatura produselor de ardere la evacuare t_{ga}, ridicată.

Entalpia aerului fals $\Delta\alpha V_0$ considerînd $\Delta\alpha$ variabil, poate fi determinată la diverse temperaturi, construind familia de curba $I_a = f(t)$ (fig. 4).

Cantitatea de căldură ΔI_a necesară încălzirii aerului fals $\Delta\alpha V_0$ de la temperatura ambiantă t_a pînă la temperatura de evacuare t_{ga} se determină trasînd familia de curbe $\Delta I_a = \varphi(t)$ (fig. 5), ținîndu-se seama că

$$\Delta I_a = I_{aga} - I_{ata}.$$

În figura 6 s-a suprapus peste familia de curbe $Q'_u = f(t)$ din figura 3, familia de curbe rezultată din însumarea căldurii ΔI_a absorbită de aerul fals și căldura Q'_r pierdută din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar. Astfel apare posibilitatea de a se scădea grafic din căldura utilă Q'_u suma $\Delta I_a + Q'_r$.

Segmentul $a'b$ din figura 6 reprezintă căldura utilă Q_u ce se obține prin arderea unității de cantitatea de combustibil, atunci cînd temperatura în focar este t_f, temperatura produselor de ardere la evacuare t_{ga}, iar proporția de aer fals aspirat este $\Delta\alpha$.

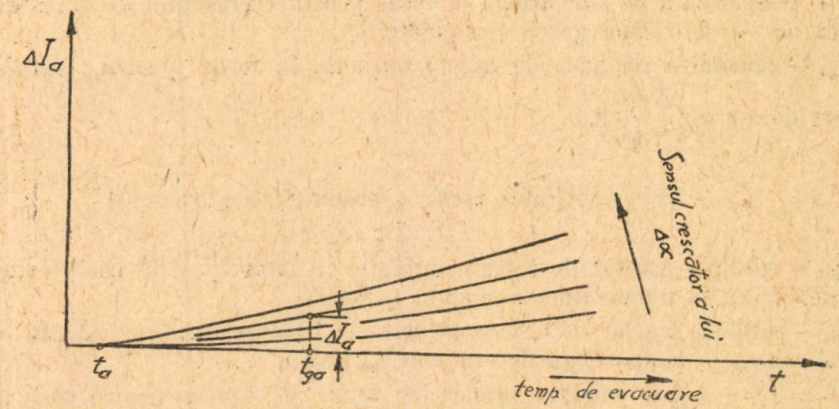


Fig. 5. — Variația căldurii absorbite de aerul fals $\Delta\alpha\ V_0$ prin încălzirea de la temperatura ambiantă t_a pînă la diverse temperaturi de evacuare t_{ga}.

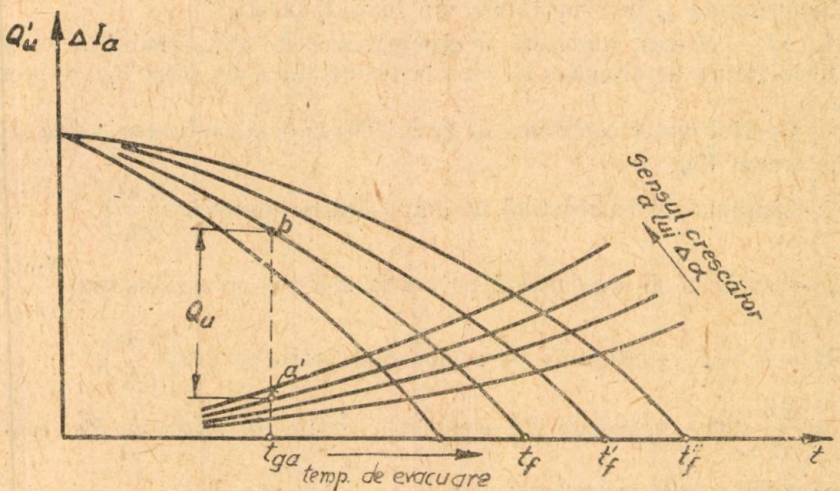


Fig. 6. — Determinarea căldurii utile Q_u.

Mărimea randamentului termic al procesului tehnologic η poate fi determinată, deoarece căldura utilă Q_u reprezintă la o anumită scară chiar mărimea acestuia.

III. ARDEREA CU RECIRCULAȚIE

Notații suplimentare:

Q — căldura utilizată la încălzirea materialului timp de o oră $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{oră}}\right)$,

Q_{ii}^{r} — căldura utilă în cazul arderii cu recirculație $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$,

η_r — randamentul termic al procesului tehnologic, în cazul arderii cu recirculație,

t_c — temperatura ce s-ar atinge în focar pentru coeficientul de exces de aer α_0, dacă nu s-ar introduce gazele recirculate,

V_{ga}^{r} — cantitatea de gaze de ardere obținute în focar pentru coeficientul de exces de aer $\alpha_0 \left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$,

$V_{am}^{r} = V_{ga}^{r} + \Delta\alpha V_0$ cantitatea totală a produselor de ardere*) $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$,

I_{gta}^{r} — entalpia gazelor de ardere obținute în focar pentru coeficientul de exces de aer α_0, la temperatura ambiantă t_a (kcal),

I_{ga}^{r} — entalpia gazelor de ardere obținute în focar pentru coeficientul excesului de aer α_0, la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal),

$I_{am}^{r} = I_{ga}^{r} + I_{aga}$ — entalpia produselor totale de ardere pentru coeficientul excesului de aer α_0, la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal),

ΔI_g — căldura disponibilă obținută prin răcirea gazelor de ardere în focar de la temperatura t_c la temperatura din focar t_f (kcal),

ΔI_f, $\Delta I_f'$ — căldura absorbită de gazele recirculate ρV_{am}^{r} pentru a se încălzi de la temperatura de evacuare t_{ga} pînă la temperatura din focar t_f, respectiv t_f' (kcal),

ρ — raportul dintre cantitatea de gaze recirculate și cantitatea totală de produse de ardere V_{am}^{r},

B — consumul de combustibil pe oră la arderea normală $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$,

B_r — consumul de combustibil pe oră la arderea cu recirculație $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$,

$\Delta B = B - B_r$ — economia de combustibil bruto pe oră $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$,

$x = \frac{\Delta B}{B}\ 100$ — economia de combustibil bruto în procente din consumul de combustibil orar la arderea normală.

La mersul de regim al cuptorului, înainte de priza de recirculație a produselor de ardere, cantitatea acestora este

$$(1 + \rho)\, V_{am}^{r} = (1 + \rho)\ (V_{qa}^{r} + \Delta\alpha \cdot V_0).$$

Din această cantitate, recirculîndu-se ρV_{am}^{r} rezultă că se evacuează efectiv din cuptor cantitatea totală de produse de ardere V_{am}^{r} (fig. 7).

Privind în ansamblu acest procedeu de lucru, el se prezintă similar ca și cum cantitatea de produse de ardere $\rho\ V_{am}^{r}$ ar parcurge un circuit închis.

*) Sub denumirea «cantitate totală a produselor de ardere» se înțelege suma dintre cantitatea gazelor de ardere obținute în focar, și aerul fals aspirat.

Pe baza schemei termice din figura 8 se poate scrie ecuația de bilanț termic sub forma

$$Q_0 + I^r_{gta} + I_{ata} + \rho\, I^r_{am} = Q^r_u + Q'_r + (1+\rho).\, I^r_{am} \,. \qquad (7)$$

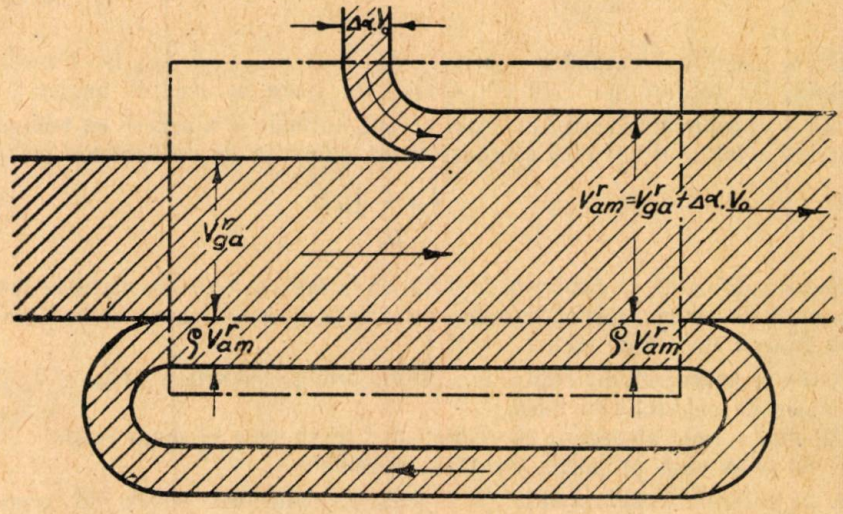


Fig. 7. — Schema circulației fluidelor gazoase în cazul arderii cu recirculație.

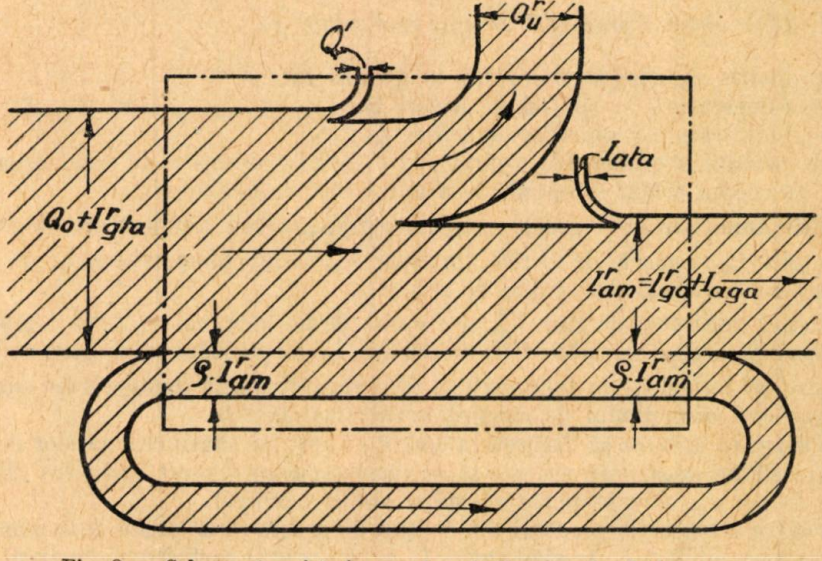


Fig. 8. — Schema termică în cazul arderii cu recirculație.

Ținînd seama că $I^r_{am} = I^r_{ga} + I_{aga}$, obținem din (7)

$$Q_0 + I^r_{gta} + I_{ata} = Q^r_u + Q'_r + I^r_{ga} + I_{aga}\,, \qquad (8)$$

și fiindcă $I_{aga} - I_{ata} = \Delta\, I_a$, rezultă

$$Q^r_u = Q_0 + I^r_{gta} - (I^r_{ga} + \Delta\, I_a + Q'_r)\,. \qquad (9)$$

Randamentul termic al procesului tehnologic în cazul arderii cu recirculație este

$$\eta_r = \frac{Q_u^r}{H_i} = q - \frac{I_{ga}^r + \Delta Ia + Q_r' - I_{gta}^r}{H_i} . \tag{10}$$

Dacă neglijăm entalpiile gazelor de ardere I_{gta}^r și I_{gta} la temperatura ambiantă, iar căldura pierdută din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar Q_r', o considerăm aceeași în cazul arderii normale și a arderii cu recirculație, comparînd relațiile (6) și (10) se constată că diferența de randamente este

$$\eta_r - \eta = \frac{I_{ga} - I_{ga}^r}{H_i} . \tag{11}$$

Această diferență se datorește faptului că la arderea cu recirculație se lucrează cu un exces de aer mai mic ca la arderea normală, deoarece gazele recirculate îndeplinesc funcția de aer de răcire.

Astfel se evacuează din cuptor mai puține produse de ardere ($V_{ga}^r < V_{ga}$), deci o cantitate de căldură mai mică.

Calculul termic al arderii cu recirculație se va face în două etape:

1. Se determină proporția de gaze recirculate ρ.

2. Se determină căldura utilă Q_u^r și deci randamentul termic al procesului tehnologic.

1. *Determinarea proporției de gaze recirculate* ρ

Proporția de gaze se va evalua în ipoteza ca:

— temperatura în spațiul de ardere t_f,

— temperatura produselor de ardere t_{ga},

— cantitatea de aer fals aspirat $\Delta \alpha V_0$, să fie aceeași ca în cazul arderii normale, cu scopul arătat și inițial, de a putea face o comparație.

Prin amestecul între gazele recirculate ρV_{am}^r, având temperatura de evacuare din cuptor t_{ga} și gazele de ardere din focar V_{ga}^r având temperatura t_c, se ajunge la temperatura finală din spațiul de ardere t_f.

Astfel cantitatea de gaze V_{ga}^r se va răci de la temperatura t_c la temperatura din focar t_f, cedînd cantitatea de căldură ΔI_g, iar cantitatea de gaze recirculate ρV_{am}^r se va încălzi de la temperatura de evacuare t_{ga} la temperatura din focar t_f, absorbind disponibilul de căldură arătat mai înainte.

Pentru ca arderea să decurgă în condiții bune, iar cantitatea gazelor de ardere în focar să fie mică, este necesar să se lucreze cu un anumit coeficient minim de exces de aer α_0, care se poate considera astfel cunoscut.

Pentru diverse temperaturi din spațiul de ardere t_f, se poate determina grafic căldura disponibilă ΔI_g, trasînd curba $I_g = f(t)$ pentru coeficientul de exces de aer optim α_0 (fig. 9).

Relația dintre căldura disponibilă ΔI_g și temperatura din spațiul de ardere t_f se poate exprima grafic, trasînd curba $\Delta I_g = \varphi(t)$ (fig. 10).

Pentru diverse proporții de gaze recirculate ρ, adică cantitățile $\rho (V_{ga}^r + \Delta \alpha \cdot V_0)$ considerînd $\Delta\alpha$ constant, se poate trasa o familie de curbe $I = \lambda(t)$ (fig. 11).

Curba corespunzătoare unui anumit ρ ce precizează proporția de gaze care trebuie recirculate se determină în ipoteza că $\Delta I_f = \Delta I_g$, deci cantitatea de căldură absorbită de produsele de ardere recirculate ρV^r_{am}, pentru a se încălzi de la temperatura de evacuare t_{ga} pînă la temperatura din focar t_f, va trebui să fie

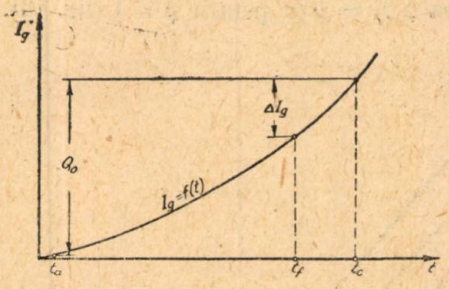


Fig. 9. — Determinarea căldurii disponibile ΔI_g obținută prin răcirea gazelor de ardere produse în focar, de la temperatura t_c pînă la temperatura t_f.

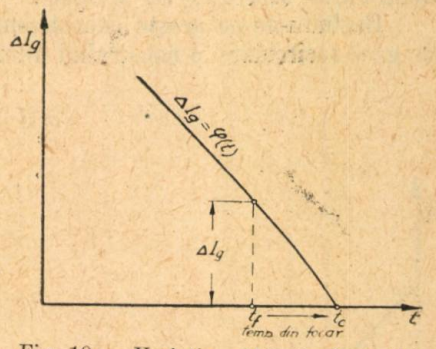


Fig. 10. — Variația căldurii disponibile ΔI_g în funcție de temperatura din focar.

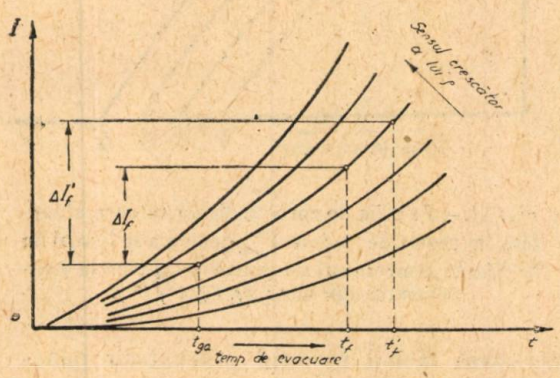


Fig. 11. — Căldura absorbită de gazele recirculate ρV^r_{am} pentru a se încălzi de la temperatura de evacuare t_{ga} pînă la temperatura din focar.

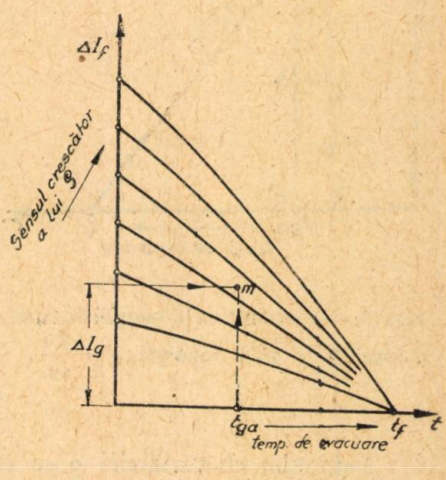


Fig. 12. — Determinarea proporției de gaze recirculate ρ prin interpolare.

egală cu cantitatea de căldură eliberată prin răcirea gazelor de ardere din focar de la temperatura t_c, pînă la temperatura t_f.

Aplicarea prin încercări a acestei metode ar fi deosebit de laborioasă. Mai comod ar fi să se traseze o familie de curbe $\Delta I_f = \varphi(t)$, considerînd temperatura din focar t_f și proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha$ constante, iar temperatura de evacuare t_{ga} și proporția de gaze recirculate ρ variabile (fig. 12).

Atunci cînd se dă căldura disponibilă ΔI_g și temperatura de evacuare t_{ga}, acestea sînt coordonatele unui punct m din diagrama din figura 12, care în cazul

general se va găsi între două curbe corespunzătoare unor anumite valori ale proporţiei de gaze recirculate ρ.

Prin interpolare se poate determina proporţia de gaze recirculate.

Dacă se vor construi pentru comoditate curbele corespunzătoare valorilor $\rho = 0{,}1,\ 0{,}2,\ \ldots,\ 1$, pentru aceeaşi temperatură de evacuare t_{ga}, distanţele dintre două curbe succesive vor fi egale.

Bazîndu-ne pe aceste considerente se poate determina mai simplu proporţia de gaze recirculate ρ construind numai curba $\Delta I_f = \psi(t)$ pentru $\rho = 1$ (fig. 13).

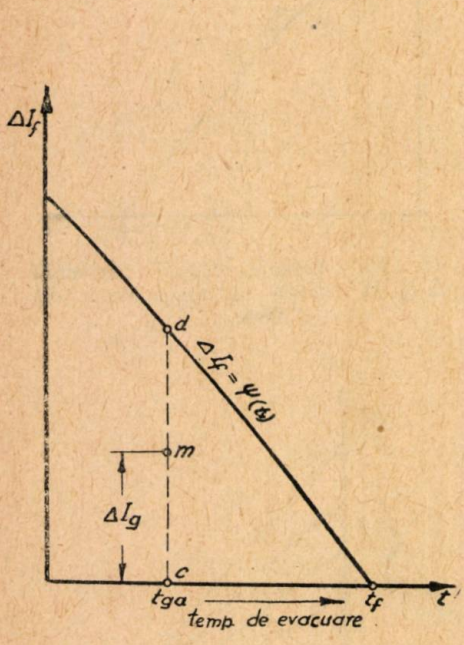


Fig. 13. — Determinarea proporţiei de gaze recirculate ρ prin raportul $\rho = \frac{cm}{cd}$.

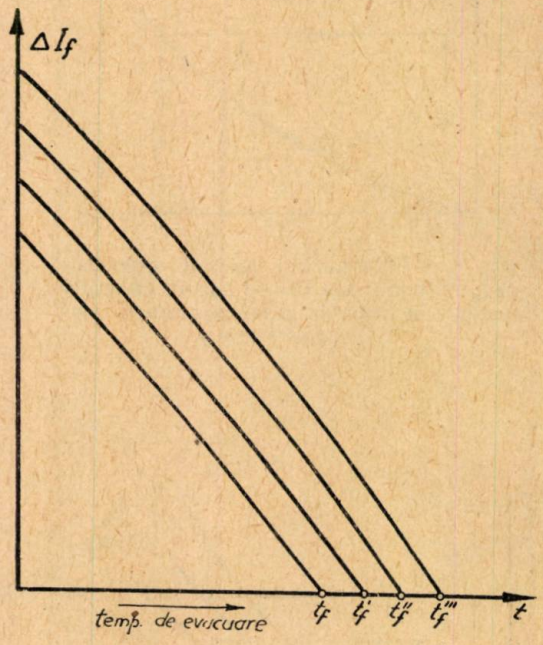


Fig. 14. — Familia de curbe indicînd căldura absorbită de gazele de ardere V'_{am} pentru a se încălzi de la diferite temperaturi de evacuare t_{ga} pînă la temperaturile din focar t_f, t'_f, t''_f t'''_f.

Determinarea variabilei ρ se efectuează făcînd raportul ordonatelor punctelor m şi d.

$$\rho = \frac{cm}{cd}.$$

Cînd se schimbă temperatura din focar, de pildă devine t'_f, cantitatea de căldură necesară încălzirii produselor de ardere $\rho\, V'_{am}$ de la t_{ga} la t'_f, devine $\Delta I'_f$, care pentru acelaşi ρ şi $\Delta\alpha$ dar diverse temperaturi de evacuare t_{ga}, diferă de ΔI_f prin aceeaşi cantitate de căldură (fig. 11).

Această ultimă afirmaţie se traduce grafic trasînd din punctul corespunzător temperaturii t'_f o familie de curbe, în care fiecare curbă este paralelă la curba corespondentă din diagrama din figura 12, paralelismul fiind înţeles pe verticală.

Similar ar trebui să se procedeze dacă temperaturile în focar ar fi t''_f, t''' etc.

Mai simplu se procedează trasînd din punctele corespunzătoare temperaturilor t_f', t_f'', t_f''' pentru $\rho = 1$ (fig. 14) niște curbe paralele la curba trasată în figura 13, pentru temperatura din spațiul de ardere t_f și $\rho = 1$.

Variind proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha$ pentru fiecare valoare a acestui parametru, trebuie trasate curbe similare celor din figura 14, ca în figura 15.

Pentru ușurința modului de lucru în figura 15 se trasează și curba $\Delta I_g = \varphi(t)$, ce precizează căldura disponibilă care se obține prin răcirea gazelor de ardere din focar de la temperatura t_c, pînă la temperatura necesară în focar t_f.

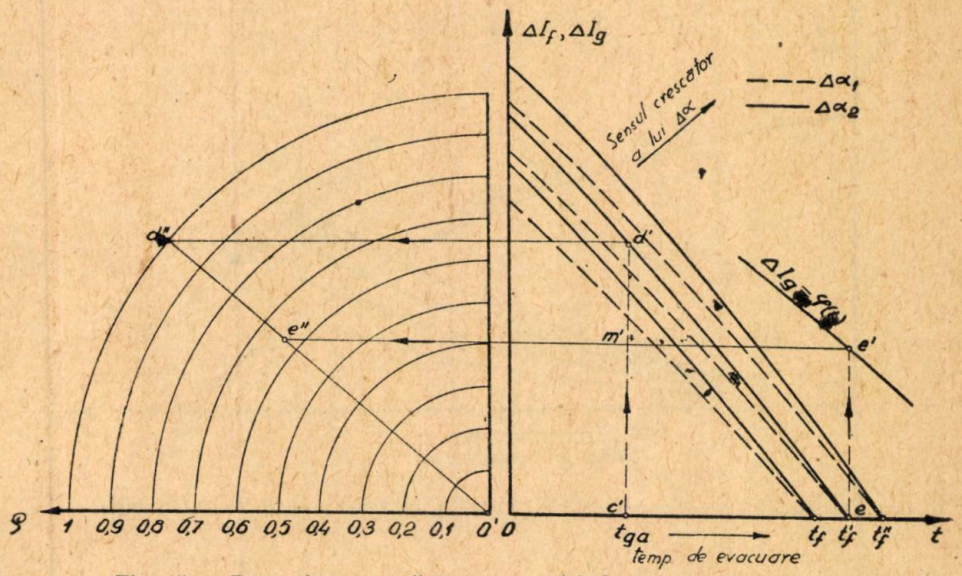


Fig. 15. — Determinarea grafică a proporției de gaze recirculate ρ.

Astfel, dacă temperatura de evacuare este t_{ga}, temperatura din focar t_f', iar proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha_2$, proporția de gaze recirculate este $\rho = \dfrac{c'm'}{c'd'}$.

Raportul segmentelor $c'm'$ și $c'd'$ se poate efectua ușor în mod grafic. Astfel în partea stîngă a figurii 15 s-au trasat zece arce de cerc concentrice, avînd măsura $\dfrac{\pi}{2}$ radiani. Raza fiecărui sfert de cerc este în mărime, un multiplu al mărimii razei primului sfert de cerc corespunzător lui $\rho = 0{,}1$.

Celelalte sferturi de cerc ce se trasează în continuare vor corespunde valorilor lui $\rho = 0{,}2,\ 0{,}3, \ldots,\ 1$.

Mărimea razei primului sfert de cerc trebuie aleasă convenabil astfel încît să se poată face evaluarea proporției de gaze recirculate ρ pentru toate cazurile ce intervin în practică.

Din figura 15 se remarcă faptul că raportul $\dfrac{c'm'}{c'd'}$ este egal cu raportul $\dfrac{O'd''}{O'e''}$, iar cum segmentul $O'd''$ corespunde lui $\rho = 1$, rezultă că segmentul $O'e''$ va corespunde proporției de gaze recirculate ρ căutată.

Determinarea punctului e'' se face în modul următor:

— din punctul c' se duce o paralelă la axa ordonatelor pînă intersectează curba $\Delta I_f = \psi(t)$ corespunzătoare proporției de aer fals aspirat $\Delta\alpha_2$;

— din punctul de intersecție d' se trasează o paralelă la axa absciselor pînă la intersecția cu arcul de cerc corespunzător lui $\rho = 1$;

— se unesc punctele O' și d'' prin dreapta $O'd''$;

— din punctul e corespunzător temperaturii din focar t'_f se duce o paralelă la axa ordonatelor pînă intersectează curba $\Delta I_g = \varphi(t)$;

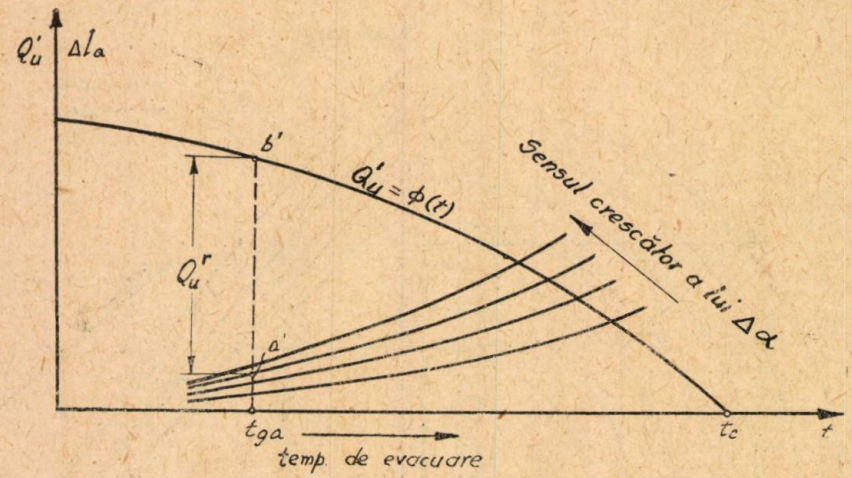


Fig. 16. — Determinarea căldurii utile Q'_u în cazul arderii cu recirculație.

— din punctul e' se trasează o paralelă la axa absciselor pînă la intersecția cu dreapta $O'd''$, adică pînă în punctul e''.

În figura 15 punctul e'' se găsește între arcele corespunzătoare valorilor lui $\rho = 0{,}6$ și $\rho = 0{,}7$. Prin interpolare se determină proporția de gaze recirculate ρ, în condițiile ca temperatura în focar să fie t'_f, temperatura de evacuare din cuptor t_{ga}, iar proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha_2$.

2. *Determinarea căldurii utile* Q^r_u

Căldura utilă în cazul arderii cu recirculație Q^r_u se determină în același mod ca și căldura utilă Q_u în cazul arderii normale la care se lucrează cu coeficientul excesului de aer minim α_0 pentru care se consideră că are loc arderea în condiții optime (α_0).

În figura 16 s-a trasat curba $Q'_u = \Phi(t)$ care precizează legătura între temperatura de evacuare t_{ga} și căldura utilă Q'_u ce s-ar obține în cazul arderii cu recirculație, dacă nu se ține seama de aerul fals absorbit și pierderile de căldură după focar, atunci cînd temperatura din focar este t_c.

Așa cum s-a arătat la capitolul I, introducerea gazelor recirculate în spațiul de ardere nu conduc la o pierdere suplimentară de căldură, deoarece gazele recirculate se evacuează la temperatura cu care au intrat în focar.

Deci, prin acest procedeu de lucru, căldura absorbită în focar prin încălzirea gazelor recirculate este cedată integral, prin răcire, spațiului de lucru, astfel încît căldura utilă are aceeași mărime ca în cazul cînd în focar ar fi temperatura t_c.

Apare evident că la arderea cu recirculație, temperatura în focar este determinată de proporția de gaze recirculate ρ și nu de coeficientul excesului de aer α, ca la arderea normală.

În figura 16 segmentul $a'b'$ reprezintă căldura utilă Q_u^r, cînd temperatura în focar este t_f, temperatura gazelor de ardere la priza de recirculare t_{ga}, iar proporția de aer fals aspirat este $\Delta\alpha$.

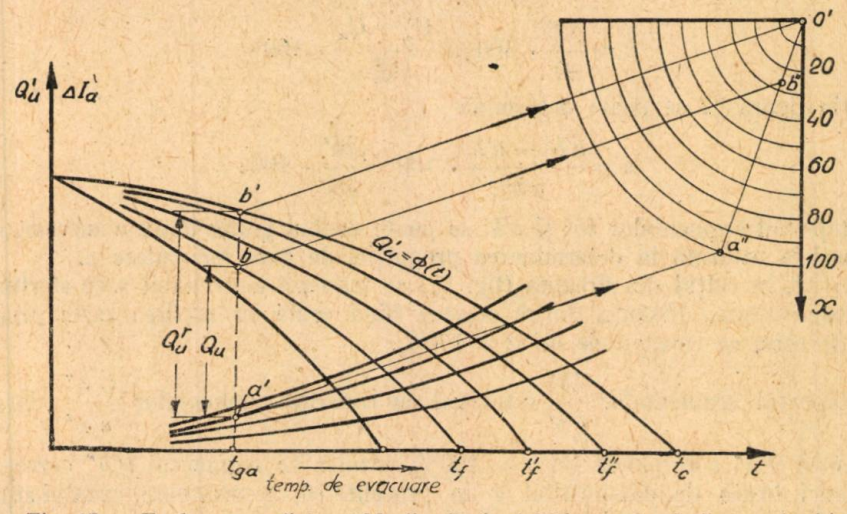


Fig. 17. — Evaluarea grafică a căldurii utile Q_u și Q_u^r în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație.

Căldura utilă Q_u^r reprezintă la o anumită scară chiar randamentul termic al procesului tehnologic, în cazul arderii cu recirculație.

Comparația între arderea normală și arderea cu recirculație se poate face comod, suprapunînd figura 16 peste figura 6, operație care se efectuează în figura 17.

Economia bruto de combustibil se determină după ce în prealabil s-au aflat căldurile utile Q_u^r și Q_u, după metoda arătată în continuare.

Materialul, pentru a fi încălzit timp de o oră, necesită cantitatea de căldură Q.

La arderea obișnuită

$$Q = B.H_i\eta,$$

unde

$$\eta = \frac{Q_u}{H_i}.$$

Rezultă consumul de combustibil orar $B = \frac{Q}{\eta H_i} = \frac{Q}{Q_u}$.

La arderea cu recirculație în mod similar

$$Q = B_r \cdot H_i \eta_r,$$

unde

$$\eta_r = \frac{Q_u^r}{H_i}.$$

Rezultă consumul de combustibil orar în cazul arderii cu recirculație

$$B_r = \frac{Q}{H_i \eta_r} = \frac{Q}{Q_u^r}. \tag{12}$$

Economia de combustibil bruto pe oră este

$$\Delta B = B - B_r = Q \cdot \frac{Q_u^r - Q_u}{Q_u \cdot Q_u^r}.$$

În procente, economia de combustibil bruto este

$$x = \frac{\Delta B}{B} \cdot 100 = \frac{Q_u^r - Q_u}{Q_u^r} \cdot 100.$$

Din figura 17 se poate determina

$$x = \frac{a'b' - a'b}{a'b'} \cdot 100 = \frac{bb'}{a'b'} \cdot 100.$$

Raportul segmentelor bb' și $a'b'$ se poate evalua grafic după o metodă similară aceleia utilizată la determinarea proporției de gaze recirculate ρ.

Astfel, în colțul din dreapta (fig. 17) se trasează convenabil zece sferturi de cerc echidistante, distanța dintre acestea fiind egală cu mărirea razei primului sfert de cerc, ce corespunde lui $x = 100\%$.

Raportul segmentelor $\frac{bb'}{a'b'}$ este egal cu raportul segmentelor $\frac{O'b''}{o'a''}$, iar cum segmentul $O'a''$ corespunde lui $x = 100\%$, rezultă că segmentul $O'b''$ corespunde economiei bruto de combustibil x în procente corespunzătoare cazului studiat.

Determinarea punctului b'' se face în modul următor:

— se unește punctul b' cu punctul O';

— din punctul a' se duce o paralelă la segmentul $O'b'$, pînă la intersecția cu sfertul de cerc corespunzător lui $x = 100\%$;

— se unește punctul O' cu a'';

— din punctul b se trasează o paralelă la segmentul $O'b'$ pînă în punctul b'' situat la intersecția cu raza $O'a''$.

În figura 17, punctul b'' este situat între arcele corespunzătoare lui $x = 30\%$ și $x = 20\%$.

Prin interpolare, se determină economia de combustibil bruto în procente, obținută prin utilizarea arderii cu recirculație, față de arderea normală atunci cînd temperatura în focar este t_f, proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha$, iar temperatura de evacuare din cuptor t_{ga}.

IV. ARDEREA NORMALĂ COMBINATĂ CU PREÎNCĂLZIRE A AERULUI DE ARDERE

Notații suplimentare:

Q_{up}' — căldura utilă în cazul arderii normale combinată cu preîncălzirea aerului de ardere, atunci cînd nu se aspiră aer fals și se neglijează pierderile de căldură din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$,

Q_{up} — căldura utilă în cazul arderii normale combinată cu preîncălzirea aerului de ardere $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$,

t_p — temperatura de preîncălzire a aerului de ardere pentru care se atinge în focar temperatura t_{fp} (°C),

t_{p_1}, t_{p_2}, t_{p_3} — temperaturile de preîncălzire ale aerului de ardere pentru care se ating în focar temperaturile t_{f_1}, t_{f_2}, t_{f_3} (°C),

$I_{am} = I_{ga} + I_{aga}$ — entalpia cantității totale a produselor de ardere pentru un coeficient de exces de aer α oarecare la temperatura de evacuare t_{ga} (kcal),

ΔI_p — căldura absorbită de aerul de ardere $\alpha_0 V_0$, cînd este preîncălzit de la temperatura ambiantă pînă la temperatura de preîncălzire t_p (kcal).

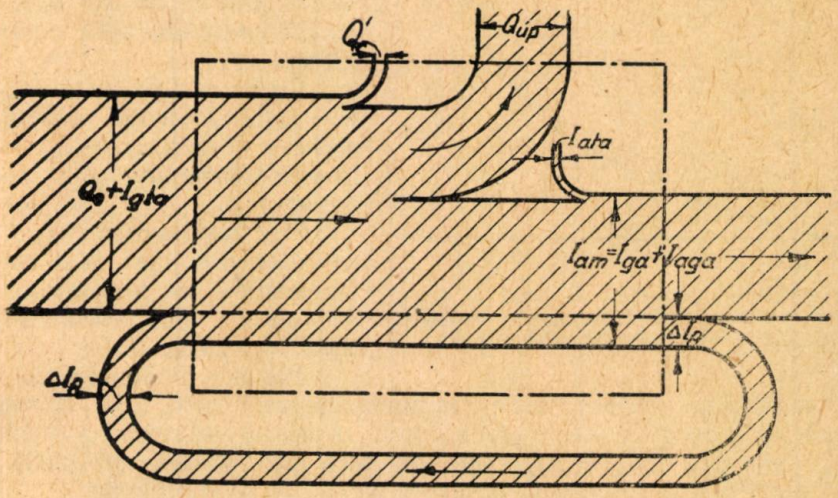


Fig. 18. — Schema termică în cazul arderii normale combinată cu preîncălzirea aerului de ardere.

ΔI_{gp} — căldura disponibilă obținută prin răcirea gazelor de ardere din focar de la temperatura t_{fp} pînă la temperatura t_f.

η_r — randamentul termic al procesului tehnologic, în cazul arderii normale combinate cu preîncălzirea aerului de ardere.

Pentru un anumit coeficient de exces de aer α și un anumit combustibil, temperatura în focar cît și randamentul termic al procesului tehnologic se poate mări prin preîncălzirea aerului de ardere.

Schema termică, pentru situația în care se presupune că încălzirea se efectuează din căldura sensibilă a gazelor de ardere este cea din figura 18.

Practic, preîncălzirea se poate face utilizînd schema din figura 18, dacă temperatura de evacuare t_{ga} este suficient de mare în raport cu temperatura de preîncălzire t_p, în așa fel ca să se poată construi în condiții economice schimbătorul de căldură respectiv, iar aerul preîncălzit să poată fi vehiculat.

Ecuația de bilanț termic este

$$Q_0 + I_{gta} + I_{ata} + \Delta I_p = Q_{up} + Q_r' + I_{ga} + I_{aga}, \qquad (13)$$

sau

$$Q_{up} = Q_0 + I_{gta} + I_{ata} + \Delta I_p - (I_{ga} + I_{aga} + Q_r'), \qquad (14)$$

unde

$$Q_0 = q \cdot H_i .$$

Randamentul termic al procesului tehnologic în cazul arderii normale combinată cu preîncălzirea aerului de ardere este

$$\eta_{tp} = \frac{Q_{up}}{H_i} = q - \frac{I_{ga} + \Delta I_a + Q_r' - \Delta I_p - I_{gta}}{H_i} . \qquad (15)$$

În afară de parametrii amintiți la discuția asupra randamentului termic η al procesului tehnologic, în cazul arderii normale, în plus apare ΔI_p, căldura absorbită de aerul de ardere prin preîncălzire, care cu cît este mai mare, cu atît crește mai mult randamentul η_{tp}.

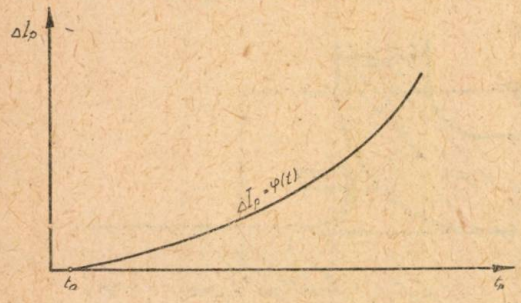


Fig. 19. — Căldura absorbită de aerul de ardere $\alpha_0 V_0$ pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a pînă la temperatura de preîncălzire t_p.

Coeficientul de exces de aer, la care se face studiul ce va urma, este coeficientul excesului de aer minim, la care arderea are loc în condiții optime (α_0).

Prin trasarea curbei $\Delta I_p = \varphi(t)$ se poate determina la o anumită temperatură de preîncălzire, care este căldura absorbită de aerul de ardere $\alpha_0 V_0$ (fig. 19).

Pentru a ne da seama ușor de efectul preîncălzirii aerului de ardere, se suprapune peste curba $I_g = f(t)$, unde I_g este entalpia gazelor de ardere produse în focar pentru coeficientul excesului de aer α_0, curba $\gamma(t) = Q_0 + \Delta I_p$, care dă suma între căldura disponibilă Q_0 și căldura absorbită ΔI_p, pentru preîncălzirea aerului de ardere (fig. 20).

Temperatura din spațiul de ardere t_{fp} *) obținută preîncălzind aerul de ardere la temperatura t_p, rezultă din figura 20 în modul următor:

— din punctul a_1' se duce o paralelă la axa ordonatelor pînă intersectează curba $\gamma(t)$;

— din punctul de intersecție b_1' se trasează o paralelă la axa absciselor pînă intersectează curba $I_g = f(t)$ în punctul c_1';

— din punctul c_1' se trasează o paralelă la axa ordonatelor pînă intersectează în d_1' axa absciselor, determinînd astfel temperatura din focar t_{fp}.

Cînd se preîncălzește aerul de ardere pînă la temperatura t_p, se obțin următoarele efecte:

— se mărește temperatura din spațiul de ardere de la temperatura t_c, la temperatura t_{fp};

— crește căldura utilă Q_{up}' (segmentul $a''c''$), cu ΔI_p față de căldura utilă ce s-ar obține în cazul arderii normale fără preîncălzire, atunci cînd presupunem

*) Cînd temperatura în focar depășește 1200°, apare fenomenul de disociație, de care trebuie ținut seama la construcția curbei $I_g = f(t)$, pentru a evalua riguros temperatura t_{fp}.

că nu se aspiră aer fals, căldura pierdută în mediul ambiant după focar Q'_r este neglijabilă, iar temperatura de evacuare este t_{ga}.

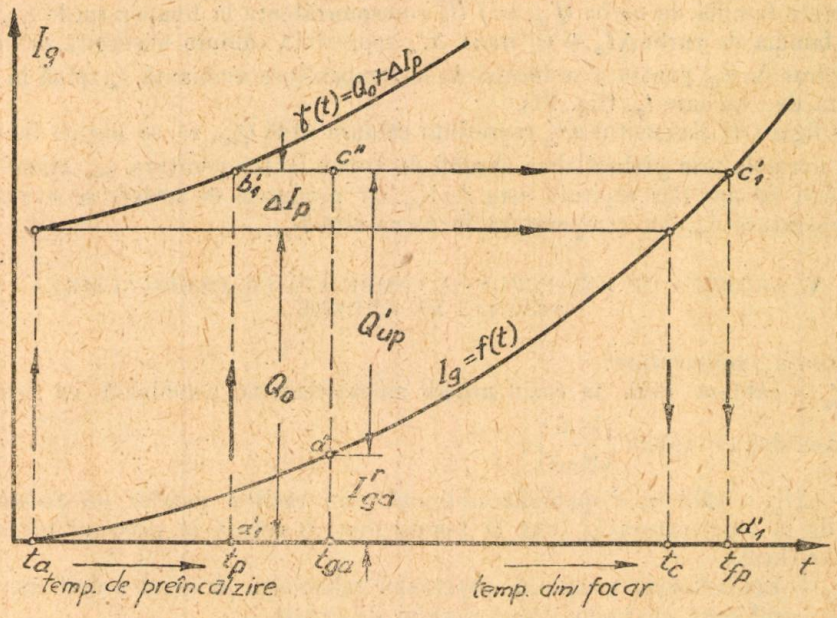


Fig. 20. — Creșterea temperaturii din focar odată cu creșterea temperaturii de preîncălzire.

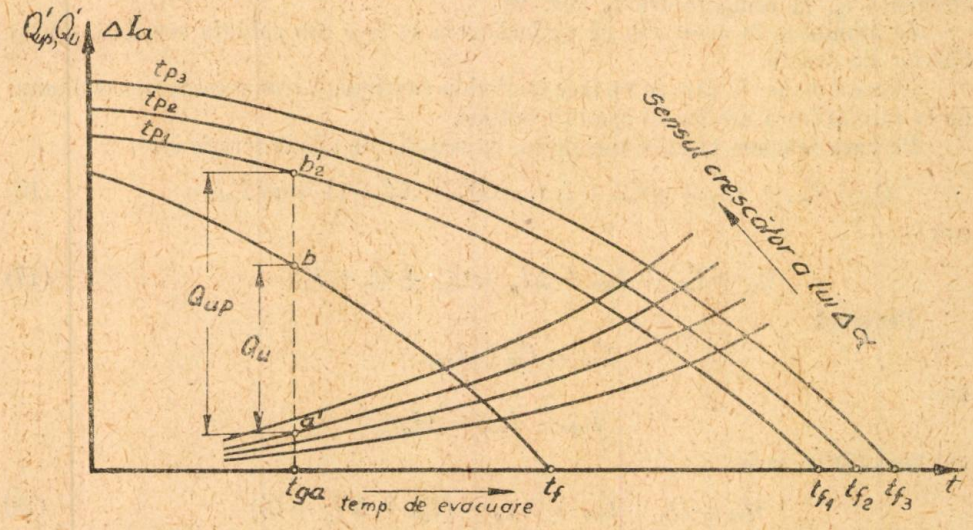


Fig. 21. — Evaluarea căldurii utile Q_{up} în cazul arderii normale combinată cu preîncălzirea aerului de ardere.

Presupunînd că se preîncălzește aerul de ardere la temperaturile t_{p_1}, t_{p_2}, t_{p_3}, în focar se obțin temperaturile t_{f_1}, t_{f_2}, t_{f_3}.

Căldura utilă Q_{up} se poate determina în mod similar ca în cazul arderii normale, la care nu se ține seama de preîncălzirea aerului de ardere. Astfel se suprapune peste familia de curbe $Q'_{up} = f(t)$ corespunzătoare la temperaturile t_{p1}, t_{p2}, $t_{p3}\ldots$, familia de curbe $\Delta I_a + Q'_r$ unde ΔI_a reprezintă căldura absorbită de aerul fals aspirat $\Delta\alpha V_0$, pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a, pînă la temperatura de evacuare t_{ga} (fig. 21).

În figura 21 segmentul $a'b'_2$ reprezintă căldura utilă Q_{up}, ce se obține în cazul arderii normale prin preîncălzirea aerului de ardere la temperatura t_{p1}, atunci cînd cantitatea de aer fals aspirată este $\Delta\alpha V_0$, iar produsele de ardere se evacuează la temperatura t_{ga}, iar temperatura în focar este t_{f_1}.

V. ARDEREA CU RECIRCULAȚIE COMBINATĂ CU PREÎNCĂLZIREA AERULUI DE ARDERE

Notații suplimentare:

Q^r_{up} — căldura utilă în cazul arderii cu recirculație, combinată cu preîncălzirea aserului de ardere $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$,

$-\Delta I_{g1}$ — căldura disponibilă obținută prin răcirea gazelor de ardere din focar de la temperatura t_{f1} pînă la temperatura t_f cerută în procesul tehnologic în focar (kcal),

η_{rp} — randamentul termic al procesului tehnologic în cazul arderii cu recirculație, combinată cu preîncălzirea aerului de ardere.

Schema termică din figura 8 se modifică deoarece se aduce în focar cantitatea de căldură ΔI_p corespunzătoare încălzirii aerului de ardere de la temperatura ambiantă t_a, la temperatura t_p (fig. 22).

Se admite și în acest caz că preîncălzirea se face din căldura sensibilă a produselor de ardere.

Excesul de aer la care se va face studiul în continuare este excesul de aer minim, de la care arderea are loc în condiții optime.

Pe baza schemei termice din figura 22 ecuația de bilanț termic este

$$Q_0 + I^r_{gta} + I_{ata} + \rho I^r_{am} + \Delta I_p = Q^r_{up} + Q'_r + (1+\rho) I^r_{am}, \tag{16}$$

sau

$$Q_0 + I^r_{gta} + I_{ata} + \Delta I_p = Q^r_{up} + Q'_r + I^r_{am} \tag{17}$$

Pentrucă

$$I^r_{am} = I^r_{ga} + I_{aga},$$

iar

$$I_{aga} - I_{ata} = \Delta I_a,$$

relația (17) se scrie

$$Q^r_{up} = Q_0 + I^r_{gta} + \Delta I_p - (I^r_{ga} + \Delta I_a + Q'_r) \tag{18}$$

Randamentul termic al procesului tehnologic în cazul arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere este

$$\eta_{rp} = \frac{Q^r_{up}}{H_i} = q - \frac{I^r_{ga} + \Delta I_a + Q'_r - \Delta I_p - I^r_{gta}}{H_i} \tag{19}$$

Se remarcă și aici că randamentul η_{rp} se mărește o dată cu creșterea căldurii ΔI_p, absorbită de aerul de ardere pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a, pînă la temperatura de preîncălzire t_p.

Pentru a recupera cît mai mult din căldura sensibilă a produselor de ardere evacuate, uneori temperatura de preîncălzire are o astfel de valoare încît se pot obține în focar temperaturi superioare acelora care sînt necesare procesului tehnologic. În astfel de cazuri se poate evita micșorarea temperaturii de preîncălzire necesară scăderii temperaturii din focar, prin utilizarea ca fluid răcitor tot a gazelor recirculate:

De aceea, arderea cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere se poate utiliza în conformitate cu regimul de temperaturi cerut pentru două scopuri:

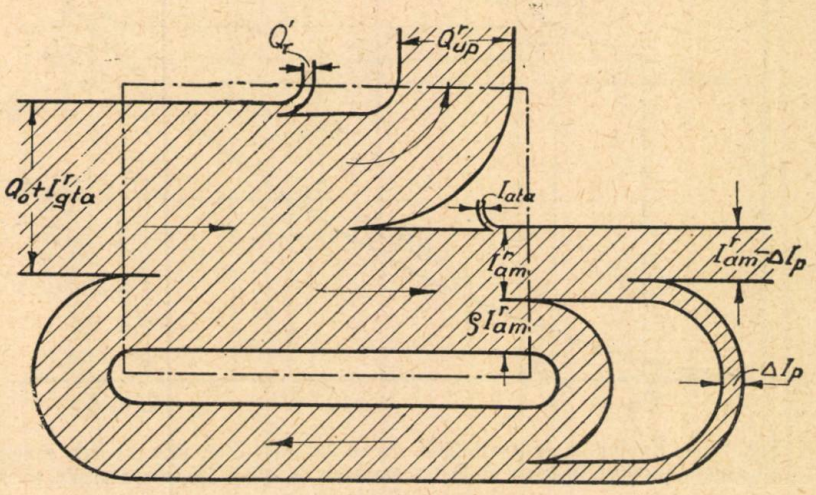


Fig. 22. — Schema termică în cazul arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere.

1. Pentru ridicarea temperaturii din focar, pînă la valori inferioare temperaturii, ce s-ar putea realiza preîncălzind la limită aerul de ardere, obținîndu-se în acest mod o anumită economie de combustibil.

2. Pentru menținerea temperaturii din focar la aceeași mărime ca și în cazul utilizării arderii cu recirculație fără preîncălzirea aerului de ardere, iar economia de combustibil va fi mai mare ca în primul caz.

Admițînd că în cazul arderii normale se preîncălzește aerul de ardere pînă la temperatura t_p, atunci cînd se recirculă cantitatea de gaze de ardere $\varphi\, V^r_{am}$ nu se va mai obține în focar temperatura t_{fp}, ci o temperatură mai scăzută.

Pentru a obține în focar temperatura t_c, este necesară răcirea produselor de ardere din focar de la temperatura t_{fp}, pînă la temperatura t_c, situație care se realizează prin absorbirea cantității de căldură ΔI_p (fig. 23).

Pentru a răci gazele de ardere din focar de la temperatura t_{fp} pînă la temperatura t_f, va trebui să fie absorbită căldura disponibilă ΔI_{gp}. Apare evident că pentru a obține temperaturi din ce în ce mai scăzute în focar trebuie absorbite călduri disponibile ΔI_g tot mai mari.

Metoda cea mai economică prin care se poate răci treptat spațiul de ardere constă în mărirea treptată a proporției φ de gaze recirculate.

Din figura 23 rezultă că se poate obține în focar o temperatură dată t_{f1}:

— în cazul arderii normale, preîncălzind aerul de ardere la temperatura t_{p1};

— în cazul arderii cu recirculație preîncălzind aerul de ardere pînă la temperatura $t_p > t_{p1}$ și introducînd cantitatea de gaze recirculate ρV^r_{am}, astfel încît temperatura din focar să scadă de la temperatura t_{fp}, pînă la temperatura t_{f_1}.

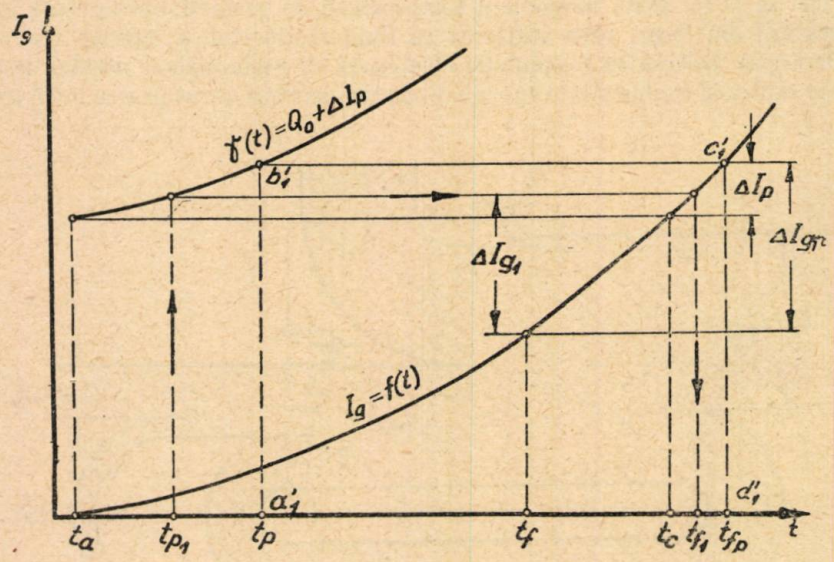


Fig. 23. — Evaluarea disponibilului de căldură rezultat prin răcirea gazelor de ardere produse în focar de la temperatura t_{fp} pînă la temperatura cerută de procesul tehnologic.

Procedeul al doilea este mai avantajos deoarece căldura utilă se mărește față de primul caz, cu cantitatea de căldură cedată de gazele de ardere din focar pentru a se răci de la temperatura t_{fp}, pînă la temperatura t_{f_1}, căldură care este absorbită de produsele de ardere recirculate și apoi cedată spațiului de lucru.

De aci apare ca favorabilă mărirea cît mai mult a temperaturii de preîncălzire pentru ca disponibilul de căldură, absorbit de gazele recirculate și apoi cedat spațiului de lucru, să fie cît mai mare.

Mărirea temperaturii t_p este limitată pe de o parte de condiția ca temperatura de evacuare t_{ga} să fie mai mare ca temperatura de preîncălzire t_p, iar pe de altă parte, de realizarea economică a schimbătorului de căldură, care asigură preîncălzirea aerului de ardere.

Obținerea economiei de combustibil, atunci cînd se cere ca temperaturile în focar să fie mai mari ca temperatura t_c, impune condiția ca temperaturile de preîncălzire, în cazul arderii cu recirculație, să fie superioare temperaturilor de preîncălzire din cazul arderii normale, pentru a fi posibilă recirculația gazelor de ardere.

Pentru a determina proporția de gaze recirculate ρ, ce asigură în focar temperatura t_f cerută de procesul tehnologic, este necesar să se traseze o familie de curbe, în care fiecare curbă corespunzătoare unei anumite temperaturi de preîncălzire să precizeze căldura disponibilă obținută prin răcirea produselor de ardere din focar, de la temperatura t_{fp}, pînă la temperatura t_f.

Astfel în figura 24 curbele $\Delta I_g = \varphi_1(t)$ și $\Delta I_g = \varphi_2(t)$ corespund temperaturilor de preîncălzire t_{p_1}, respectiv t_{p_2}.

Disponibilul de căldură ΔI_g, ce se obține prin răcirea gazelor de ardere din focar de la temperatura t_c la temperatura t_f, devine ΔI_{g_1} cînd preîncălzim aerul de ardere la temperatura t_{p_1}, deoarece răcirea gazelor de ardere din focar se face de la temperatura $t_{f_1} > t_c$ la temperatura t_f.

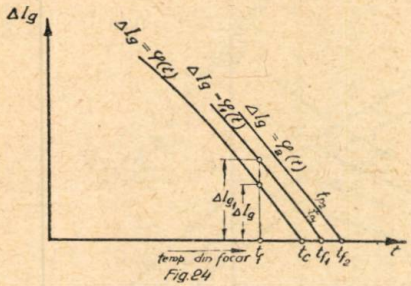


Fig. 24. — Efectul preîncălzirii aerului de ardere asupra creșterii disponibilului de căldură ΔI_g.

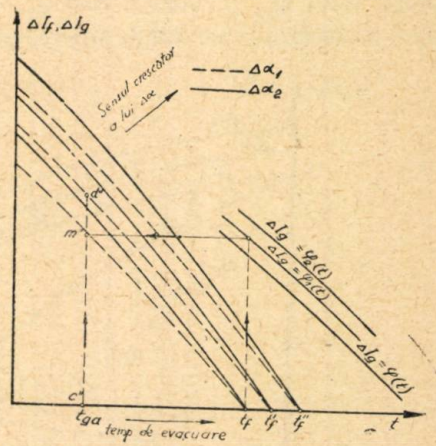


Fig. 25. — Determinarea proporției de gaze recirculate ρ în cazul arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere.

Disponibilul de căldură ΔI_1 diferă de căldură disponibilă ΔI_g prin căldura absorbită de aerul de ardere, pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a, pînă la temperatura t_{p_1} (fig. 23).

Ca o consecință a măririi disponibilului de căldură ΔI_g rezultă și mărirea proporției de gaze recirculate ρ.

Pentru determinarea parametrului ρ a fost necesar ca în figura 25 să se suprapună figura 24 peste familia de curbe $\Delta I_f = \psi(t)$, ce precizează cantitatea de căldură absorbită de gazele recirculate ρ V^r_{am} pentru a se încălzi de la temperatura de evacuare din cuptor pînă la temperatura din focar.

Atunci cînd în focar se cere temperatura t_f, proporția de aer fals aspirat este $\Delta\alpha_1$ iar temperatura de evacuare din cuptor este t_{ga}, va trebui să se recircule proporția de produse de ardere:

$$\rho = \frac{c''m''}{c''d''}.$$

Raportul ordonatelor punctelor m'' și d'' se poate efectua și în acest caz, în mod grafic ca în figura 15.

Căldura utilă Q^r_{up}, ce se poate obține în cazul arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere, este mai mare decît căldura utilă ce se poate obține în toate cazurile studiate anterior (fig. 26).

Astfel, dacă se preîncălzește aerul de ardere la temperatura t_{p_2}, temperatura de evacuare este t_{ga}, proporția de aer fals aspirat $\Delta\alpha$, iar temperatura în focar t_{f_1} se obține căldura utilă Q^r_{up}. În cazul arderii normale combinată cu preîncăl-

zirea aerului de ardere la temperatura t_{p_1}, în aceleaşi condiţii ca în cazul anterior obţine căldura utilă $Q_{up} < Q^r_{up}$.

Diferenţa dintre căldurile utile Q^r_{up} şi Q_{up} este egală cu cantitatea de căldură necesară încălzirii aerului de ardere de la temperatura t_{p1}, la temperatura t_{p2} (segmentul $b'_2\ c'_2$).

Dacă se urmăreşte realizarea în focar a temperaturii t_f, diferenţa dintre căldura utilă Q^r_{up} şi căldura utilă Q^r_u, ce se obţine în cazul arderii cu recirculaţie fără preîncălzirea aerului de ardere, este dată de căldura absorbită de aerul de ardere

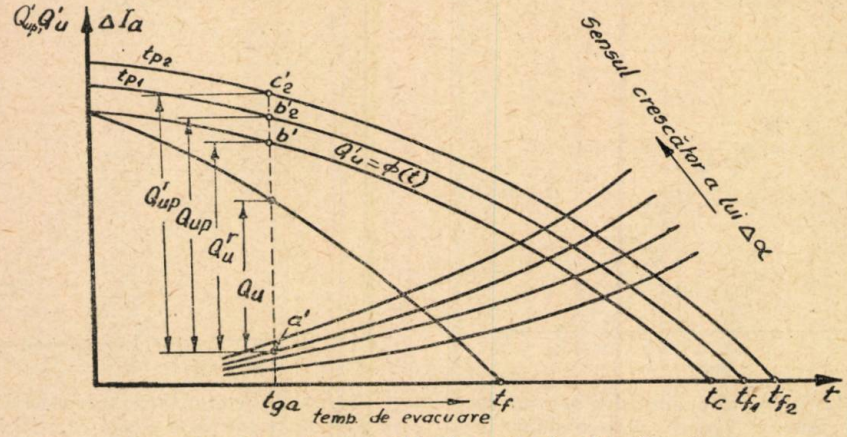


Fig. 26. — Determinarea căldurilor utile Q_u, Q^r_u, Q_{up}, Q^r_{up}.

pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a, pînă la temperatura t_{p2} (segmentul $b'\ c'_2$).

Diferenţa dintre căldura utilă Q^r_{up} şi căldura utilă Q_u, ce se obţine în cazul arderii normale fără preîncălzirea aerului de ardere este egală cu căldura eliberată prin răcirea produselor de ardere din focar de la temperatura t_{f2}, pînă la temperatura t_f (segmentul $b\ c'_2$).

Economia de combustibil în procente pentru acest caz este

$$x = \frac{Q^r_{up} - Q_u}{Q^r_{up}} 100 = \frac{b'c'_2}{a'c'_2} 100.$$

Raportul segmentelor $b'c'_2$ şi $a'c'_2$ se poate efectua grafic întocmai ca în figura 17.

VI. CONCLUZII

Scopul final al articolului este elaborarea unei metode de calcul a arderii normale şi a arderii cu recirculaţie, aplicată la cuptoare.

Cu ajutorul acestei metode s-a făcut o comparaţie între arderea normală şi arderea cu recirculaţie, evaluîndu-se economia bruto de combustibil în procente, ce rezultă din aplicarea arderii cu recirculaţie.

Pentru determinarea economiei neto, va trebui ca din economia bruto de combustibil să se scadă echivalentul energiei absorbite de instalaţia de vehiculare a diverselor fluide gazoase.

De cele mai multe ori, diferența dintre economia bruto și neto de combustibil este mică, astfel încît economia bruto ne dă o imagine clară asupra avantajelor rezultate din utilizarea arderii cu recirculație.

Posibilitatea aplicării cu succes a metodei expuse la diverse tipuri de cuptoare, funcționînd cu diferiți combustibili, este condiționată de cunoașterea:

— particularităților constructive și funcționale ale cuptoarelor respective;

— condițiilor de lucru și a proceselor tehnologice ce au loc;

— valorilor medii ce se pot lua pentru randamentul arderii în focar și pierderile de căldură în mediul ambiant.

Rezultatele obținute prin această metodă, care reprezintă un calcul termodinamic al proceselor, constituie punctul de plecare în proiectarea instalațiilor funcționînd cu recirculația gazelor de ardere.

Cercetările experimentale, ce vor fi făcute pe instalații dimensionate după metoda expusă în cursul articolului, vor trebui să arate care sînt corecturile ce trebuie aduse, pentru ca funcționarea să decurgă în cele mai bune condiții.

VII. EXEMPLU DE CALCUL

Pentru a ilustra metoda de calcul expusă, se va da un exemplu de calcul al arderii normale și al arderii cu recirculație pentru cazul cuptoarelor de încălzit funcționînd cu gaz metan, la care:

— Arderea se produce în focar înainte de spațiul de lucru.

— Se aspiră aer fals în spațiul de lucru.

Pentru a se putea determina avantajele ce rezultă din aplicarea arderii cu recirculație, se va face o comparație cu arderea normală.

Pentru ghidaj, s-au luat ca valori medii pentru:

pierderile de căldură în mediul ambiant în focar $Q_r = 0{,}03\ H_i$, deci $k = 0{,}03$;

pierderile de căldură în mediul ambiant în regiunea spațiului de lucru $Q_r' = 0{,}05\ H_i$.

Randamentul arderii în focar $\eta_f = 0{,}9$.

S-a considerat puterea calorifică inferioară a gazelui metan $H_i = 8\,500$ kcal/Nm³.

Căldura disponibilă în focar rezultă $Q_0 = qH_i = (\eta_f - k)\,H_i = 0{,}87 \cdot 8\,500 = 7\,300\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Arderea normală

Pentru determinarea căldurii utile Q_u s-a trasat familia de curbe $I_g = f(t)$ pentru produsele de ardere referitoare la 1 Nm³ de combustibil ars și diverși coeficienți de exces de aer (fig. 27).

Ecuația teoretică de ardere pentru 1 Nm³ la coeficientul de exces de aer $\alpha = 1$ este

$$CH_4 + 2\ O_2 + 7{,}53\ N_2 = CO_2 + 2\ H_2O + 7{,}53\ N_2$$

Admițînd că arderea are loc incomplet datorită oxidării incomplete a carbonului din combustibil se poate determina cantitatea de oxid de carbon din produsele de ardere cu ajutorul relației

$$V_{co} = \frac{(1 - \eta_f)\,H}{H^c{}_o},$$

unde H_{CO} este puterea calorifică a oxidului de carbon. În cazul examinat, deoarece

$$H_{CO} = 3\,030 \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3} \text{ rezultă } V_{CO} = \frac{(1-0{,}9)\ 8\,500}{3\,030} = 0{,}28\ \text{Nm}^3$$

iar cantitatea de bioxid de carbon $V_{CO_2} = 1-0{,}28 = 0{,}72\ \text{Nm}^3$.

Dată fiind cantitatea mică de oxid de carbon în raport cu cantitatea totală a produselor de ardere, eroarea ce se face asupra entalpiei este neglijabilă, dacă se consideră ca gaze rezultate din ardere, acelea ce se obțin din arderea teoretică

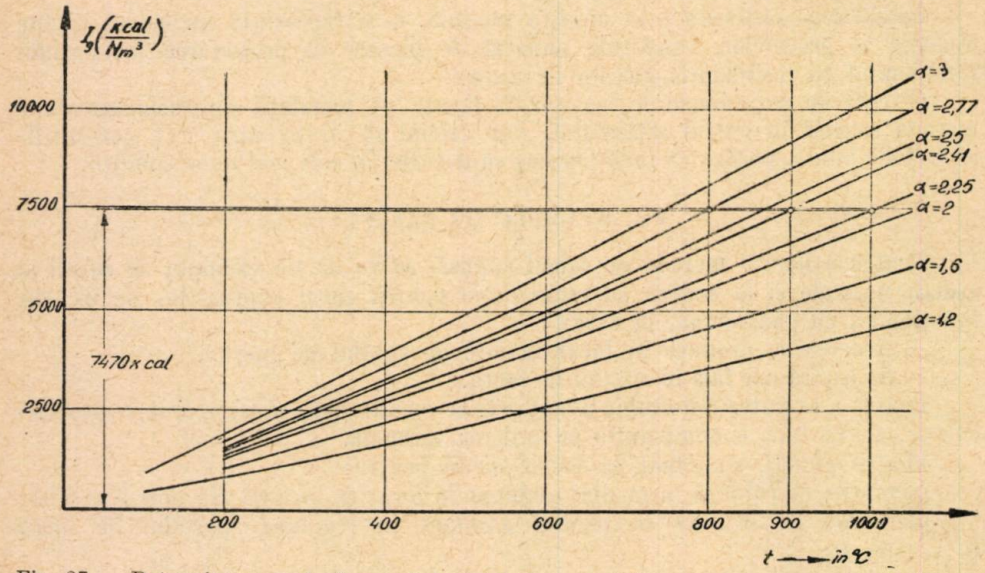


Fig. 27. — Determinarea valorilor coeficientului de exces de aer α pentru care se obțin în focar temperaturile: 1000°, 900°, 800°.

Cantitățile gazelor teoretice de ardere sînt

$$V_{CO_2} = 1\ \text{Nm}^3,\ V_{H_2O} = 2\ \text{Nm}^3,\ V_{N_2} = 7{,}53\ \text{Nm}^3$$

iar cantitatea teoretică de aer pentru ardere $V_0 = 9{,}53\ \text{Nm}^3$.

La tabloul nr. 1, în coloanele notate cu I_0 I_{CO_2}, I_{H_2O}, I_{N_2}, I_g s-au trecut: entalpia aerului teoretic de ardere (I_0) entalpiile gazelor rezultate din ardere corect chimică (I_{CO_2}, I_{H_2O}, I_{N_2}) și însumarea acestora (I_f). Alăturat de aceasta, s-au trecut entalpiile cantităților unitare din substanțele amintite anterior.

Tabloul nr. 1

t	1 Nm³	I_0	1 Nm³	I_{CO_2}	1 Nm³	1 H_2O	1 Nm³	I_{N_2}	I_f
200	62,44	595	85,38	85,38	72,72	145	62,08	467	697
400	127	1 210	184,4	184,4	149,6	299	125,8	946	1 429
600	194,4	1 853	292,5	292,5	231,4	463	192,1	1 445	2 200
800	264,5	2 520	407,2	407,2	318,7	637	261,2	1 965	3 009
1 000	336,7	3 210	526,3	526,3	411,5	823	332,4	2 510	3 859

Entalpia I_g a gazelor rezultate din arderea 1 Nm³ gaz metan la diverse valori ale coeficientului de exces de aer este:

$I_g = I_f + (\alpha - 1)\ I_0$, unde I_f reprezintă entalpia gazelor de ardere pentru coeficientul excesului de aer $\alpha = 1$.

Tabloul nr. 2

t	$\alpha = 1{,}2$		$\alpha = 1{,}6$		$\alpha = 2$		$\alpha = 2{,}5$		$\alpha = 3$	
	$(\alpha-1)I_0$	I_g	$(\alpha-1)\ I_0$	I_g	$(\alpha-1)\ I_0$	I_g	$(\alpha-1)\ I_0$	I_g	$(\alpha-1)\ I_0$	I_g
200	119	816	357	1 054	595	1 292	893	1 590	1 190	1 887
400	242	1 671	726	2 155	1 210	2 639	1 815	3 244	2 420	3 849
600	371	2 571	1 113	3 313	1 853	4 053	2 780	4 980	3 706	5 906
800	504	3 513	1 512	4 521	2 520	5 529	3 780	6 789	5 040	8 049
1 000	642	4 501	1 926	5 785	3 210	7 069	4 820	8 679	6 420	10 279

Folosind datele din tabloul nr. 2, s-au trasat curbele din figura 27. Ordonata $Q_0 + I_{gta}$ (suma dintre căldura disponibilă și entalpia gazelor de ardere la temperatura ambiantă) și abscisa ce precizează temperatura cerută în spațiul de ardere t_f, vor determina în diagramă un punct.

Prin acest punct trece curba corespunzătoare unui anumit coeficient de exces de aer α.

Ca valoare medie pentru entalpia gazelor de ardere la temperatura ambiantă s-a luat $I_{gta} = 80$ kcal, astfel încît rezultă

$$Q_0 + I_{gta} = (\eta_f - k)\ H_i + I_{gta} = (0{,}9-0{,}03)\ 8\,500 + 80 = 7\,470 \text{ kcal}.$$

Din figura 27 se vede că pentru a obține temperaturile din spațiul de ardere: 1 000°, 900°, 800° va trebui să se lucreze cu coeficienții de exces de aer: 2,25, 2,41, 2,77.

Folosind diagrama din figura 27 s-a trasat în figura 28, familia de curbe $Q'_u = f(t)$ unde Q'_u este căldura utilă ce s-ar obține atunci cînd nu se aspiră aer fals și nu sînt pierderi de căldură din spațiul de lucru în mediul ambiant după focar.

Considerînd temperatura mediului ambiant $t_a = 15$°C entalpia cantității teoretice de aer pentru ardere la această temperatură este $I_{ata} \cong 50$ kcal.

Pentru a determina căldura ΔI_a absorbită de aerul fals $\Delta\alpha V_0$ prin încălzirea de la temperatura ambiantă t_a, pînă la temperatura de evacuare t_{ga}, s-a întocmit tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

t_{ga}	I_0	$\Delta\alpha = 0{,}2$		$\Delta\alpha = 0{,}4$		$\Delta\alpha = 0{,}6$	
		I_{aga}	ΔI_a	I_{aga}	ΔI_a	I_{aga}	ΔI_a
200	595	119	109	238	218	357	327
400	1 210	242	232	484	464	726	696
600	1 853	371	361	741	721	1 112	982
800	2 520	504	494	1 008	988	1 512	1 482
1 000	3 210	642	632	1 284	1 264	1 926	1 896

Ținînd seama de pierderile de căldură în mediul ambiant, în regiunea spațiului de lucru Q'_r, acestea vor trebui să fie adunate la căldura absorbită de aerul fals ΔI_a, pentru ca împreună să poată fi scăzută din căldura utilă Q_u și astfel să se obțină căldura utilă Q_u.

Scăderea se utilizează grafic, suprapunînd familia de curbe $Q'_u = f(t)$ peste familia de curbe $\xi(t) = Q'_r + \Delta I_a$ în figura 28.

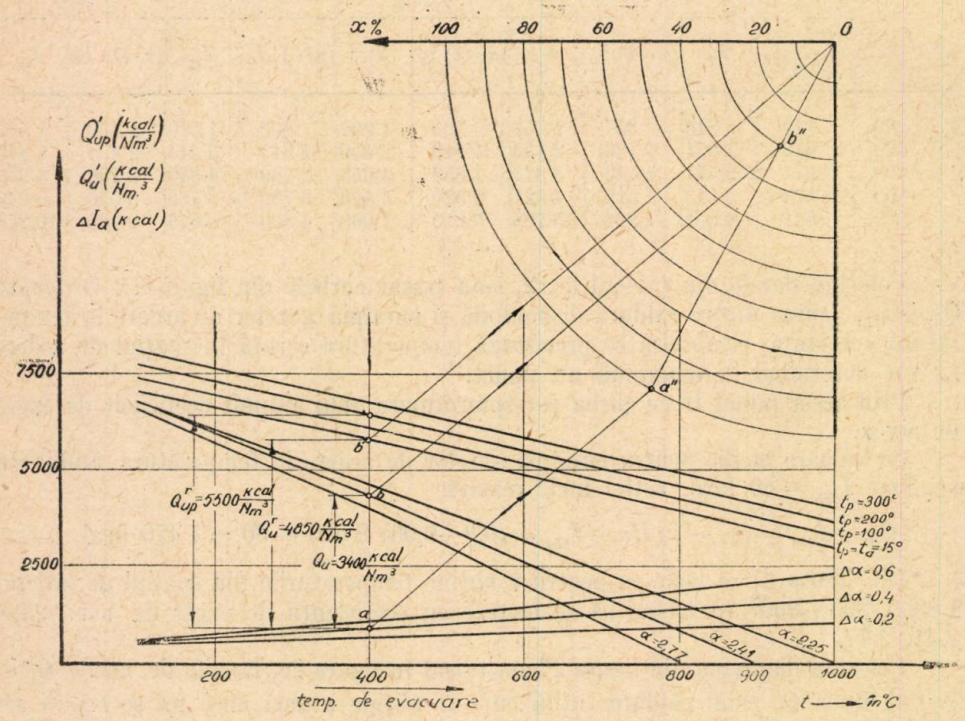


Fig. 28. — Evaluarea căldurilor utile Q_u, Q^r_u, Q^r_{up}.

În exemplul tratat, valoarea medie a căldurii pierdute din spațiul de lucru în mediul ambiant este $Q'_r = 0{,}05\ H_i = 0{,}05 . 8\,500 = 425\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Folosind nomograma din figura 28 se poate determina căldura utilă Qu. Astfel pentru

$\Delta\alpha = 0{,}6,\ t_f = 1\,000°,\ t_{ga} = 500°,\ Q_u = 2\,600$ kcal/Nm³,

$\Delta\alpha = 0{,}4,\ t_f = 900°,\ t_{ga} = 400°,\ Q_u = 3\,400$ kcal/Nm³.

Randamentele termice ale proceselor tehnologice pentru aceste cazuri sînt

$$\eta = \frac{Q_u}{H_i} = \frac{2\,600}{8500} = 0{,}33, \quad \eta = \frac{3\,400}{8\,500} = 0{,}4.$$

Arderea cu recirculație

1. *Determinarea proporției de gaze recirculate*

Se admite că arderea gazului metan în condiții optime are loc pentru coeficientul excesului de aer minim $\alpha = 1,\ 2$.

Pentru a trasa familia de curbe $I_f = \varphi(t)$, ce determină căldura absorbită de gazele recirculate ρV^r_{am}, pentru a se încălzi de la temperatura de evacuare t_{ga}, pînă la temperatura din focar t_f, la diverse proporții de aer fals aspirat $\Delta\alpha$ și $\rho = 1$, este necesar să se calculeze entalpia produselor totale de ardere I^r_{am}.

Deoarece cantitatea produselor totale de ardere este $V^r_{am} = I^r_{ga} + I_{aga}$, avînd entalpia $I^r_{am} = V^r_{ga} + I_{aga}$, rezultă că în tabloul nr. 4 trebuie să se calculeze: I^r_{ga} entalpia gazelor de ardere produse în focar și I_{aga} entalpia aerului fals aspirat $\Delta\alpha\, V_0$ pentru diverse temperaturi de evacuare t_{ga}.

Tabloul nr. 4

t_{ga}	I^r_{ga}	$\Delta\alpha = 0,2$		$\Delta\alpha = 0,4$		$\Delta\alpha = 0,6$	
		I_{aga}	I^r_{am}	I_{aga}	I^r_{am}	I_{aga}	I^r_{am}
200	816	119	935	238	1 054	357	1 173
400	1 671	242	1 913	484	2 155	726	2 397
600	2 571	371	2 924	742	3 313	1 113	3 684
800	3 513	504	4 017	1 008	4 521	1 512	5 025
1 000	4 501	642	5 143	1 284	5 785	1 926	6 427

Cantitățile de căldură ΔI_f absorbite de gazele recirculate V^r_{am} ($\rho = 1$), pentru a se încălzi de la diverse temperaturi de evacuare t_{ga}, pînă la temperatura din focar $t_f = 1\,000°$, sînt date în tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

t_{ga}	$\Delta\alpha = 0$		$\Delta\alpha = 0,2$		$\Delta\alpha = 0,4$		$\Delta\alpha = 0,6$		I_f
	I^r_{ga}	ΔI_g	I^r_{am}	Δr_g	I^r_{am}	ΔI_g	I^r_{am}	ΔI_g	
200	816	3 685	935	4 208	1 054	4 731	1 173	5 254	—
400	1 671	2 830	1 913	3 230	2 155	3 630	2 397	4 030	—
600	2 571	1 930	2 942	2 201	3 313	2 472	3 684	2 743	—
800	3 513	988	4 017	1 126	4 521	1 264	5 025	1 402	3 937
1 000	4 501	0	5 143	0	5 785	0	6 427	0	2 949

În ultima coloană a aceluiași tablou s-a trecut mărirea disponibilului de căldură I_f obținut prin răcirea gazelor de ardere V^r_{ga} de la temperatura t_c, pînă la temperatura din focar. Altfel spus, din suma între căldura disponibilă Q_0 și entalpia gazelor de ardere V^r_{ga} la temperatura ambiantă t_a, s-a scăzut entalpia gazelor de ardere V^r_{ga} la temperatura din focar t_f.

S-a luat entalpia gazelor de ardere la temperatura ambiantă $t_a = 15°C$, atunci cînd coeficientul excesului de aer este de $\alpha_0 = 1,2$ $I^r_{gta} \cong 60$ kcal.

În figura 29 se poate determina proporția de gaze ρ ce se poate recircula, atunci cînd temperatura de evacuare din cuptor este t_{ga}, temperatura din focar este t_f, iar proporția de aer fals aspirată $\Delta\alpha$.

De exemplu pentru

$$\Delta\alpha = 0{,}6,\ t_f = 1\,000°,\ t_{ga} = 500°,\ \rho = 0{,}88,$$
$$\Delta\alpha = 0{,}4,\ t_f = \ 900°,\ t_{ga} = 400°,\ \rho = 1{,}17.$$

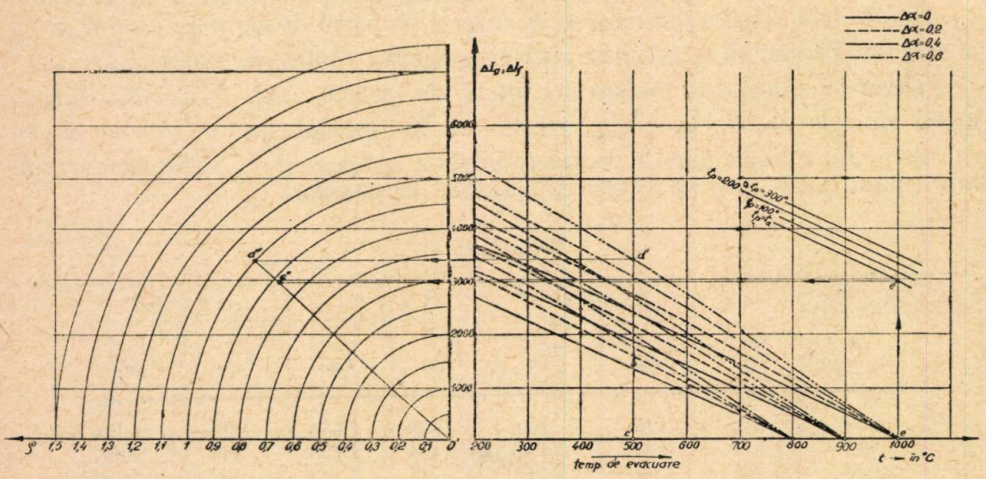


Fig. 29. — Determinarea grafică a proporției de gaze recirculate ρ.

2. *Determinarea căldurii utile* Q_u^r

În figura 28 s-a trasat similar ca la arderea normală curba $Q_u' = \Phi(t)$ pentru coeficientul excesului de aer optim $\alpha_0 = 1{,}2$ cu ajutorul căreia s-au determinat căldurile utile Q_u^r.

De exemplu pentru

$$\Delta\alpha = 0{,}6,\ t_f = 1000°,\ t_{ga} = 500°,\ Q_u^r = 4\,050\,\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3},$$

$$\Delta\alpha = 0{,}4,\ t_f = \ 900°,\ t_{ga} = 400°,\ Q_u^r = 4\,850\,\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}.$$

Randamentele termice ale proceselor tehnologice respective sînt

$$\eta_r = \frac{4\,050}{8\,500} = 0{,}476,\ \eta_r = \frac{4\,850}{8\,500} = 0{,}571.$$

Economia de combustibil bruto în procente, rezultată din aplicarea arderii cu recirculație față de arderea normală este în ipotezele

$$\Delta\alpha = 0{,}4,\ t_f = 900°,\ t_{ga} = 400°,\ Q_u = 3\,400\,\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3},\quad Q_u^r = 4\,850\,\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3},$$

$$x = 30\%.$$

ARDEREA CU RECIRCULAȚIE COMBINATĂ CU PREÎNCĂLZIREA

Efectul preîncălzirii aerului de ardere asupra măririi economiei de combustibil se poate afla determinînd mai întîi căldura absorbită ΔI_p de cantitatea de aer $\alpha_0 V_0$, pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă pînă la temperatura t_p.

$$\alpha_0 I_0 = 1{,}2 . 9{,}53 = 11{,}45 \text{ Nm}^3.$$

În tabloul nr. 6 s-a considerat entalpia aerului de ardere V_0 la temperatura ambiantă $t_a = 15°$, $I_{ata} \cong 60$ kcal. Dacă temperatura de preîncălzire $t_p = 200°$, în ipotezele $\Delta\alpha = 0{,}4$, $t_f = 900°$, $t_{ga} = 400°$, $Q^r_{up} = 5\,500$ $\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$, $\rho = 1{,}27$.

Tabloul nr. 6

t	$\alpha_0 = 1{,}2$		
	1 Nm^3	$\alpha_0 I_0$	ΔI_p
100	31,06	356	296
200	62,44	715	655
300	94,38	1 080	1 020

În aceleași ipoteze, economia bruto de combustibil în procente față de cazul arderii normale este

$$x = 38{,}2\%$$

În concluzie, utilizînd arderea cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere la temperetura $t_p = 200°$, se obține în plus o economie bruto de combustibil $38{,}2 - 30 = 8{,}2\%$ față de arderea cu recirculație fără preîncălzire.

НОВЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ПОВТОРНО ЦИРКУЛЯЦИОННОГО ГОРЕНИЯ В ПРИМЕНЕНИИ К ПЕЧАМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящем сообщении излагается метод графического расчета нормального и повторно циркуляционного горения.

По сравнению с применяемыми до настоящего времени классическими методами, предлагаемый метод имеет ряд преимуществ:

— повышает точность определения различных энергетических обменов, так как при нем строго учитывается изменение удельных теплот в зависимости от температуры.

— легко обобщает термические явления в форме монограмм.

— позволяет исследовать некоторые более сложные явления, количественная оценка которых при помощи обычно применяемых методов была бы очень затруднительна или невозможна.

При помощи предлагаемого метода было произведено сравнение между нормальным и повторно циркуляционным горением, причем определена общая экономия в процентах, осуществляемая при применении этого последнего вида горения.

В качестве критериев для сравнения были приняты: температура продуктов горения при их отводе, температура пространства, в котором происходит горение, качество топлива и количество теплоты,

передаваемое в час обрабатываемому материалу, каковые критерии одинаковы для обоих вариантов горения.

Результаты, полученные при применении предложенного автором метода, представляющего собой термодинамический расчет процессов, являются исходной точкой проектирования установок, действующих с повторной циркуляцией газообразных продуктов горения.

В заключение приводится пример расчета, указывающего принципы предложенного метода.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Определение температуры в топке t_f.

Рис. 2. — Повышение температуры в топке при снижении коэффициента избытка воздуха α.

Рис. 3. — Определение полезного термического напора Q'_u.

Рис. 4. — Изменения энталпии побочного воздуха $\Delta\alpha\ V_0$ в зависимости от температуры отвода t_{ga}.

Рис. 5. — Изменения теплоты, поглощенной побочным воздухом $\Delta\alpha\ V_0$ вследствие нагревания в пределах от окружающей температуры t_a до различных температур отвода t_{ga}.

Рис. 6. — Определение полезного термическогого напора Q_u.

Рис. 7. — Схема циркуляции газообразных продуктов горения при повторно циркуляционном горении.

Рис. 8. — Тепловая схема при повторно циркуляционном горении.

Рис. 9. — Определение наличной теплоты ΔI_g путем охлаждения от температуры t_c до температуры t_f газообразных продуктов горения, образовавшихся в топке.

Рис. 10. — Колебания наличной теплоты ΔI_g в зависимости от температуры топки.

Рис. 11. — Теплота, поглощенная повторно циркулировавшими газами ρV^r_{am} для их нагревания от температуры отвода t_{ga} до температуры топки.

Рис. 12. — Определение путем интерполирования пропорции повторно циркулировавших газов ρ.

Рис. 13. — Определение пропорции повторно циркулировавших газов ρ при помощи отношения $\rho = \frac{cm}{cd}$.

Рис. 14. — Семейство кривых, показывающих количество теплоты, поглощенной газообразными продуктами горения V^r_{am} для их нагревания от различных температур отвода t_{ga} до температур топки t_f, t'_f, t''_f, t'''_f.

Рис. 15. — Графическое определение пропорции повторно циркулировавших газов ρ.

Рис. 16. — Определение полезного термического напора Q'_u при повторно циркуляционном горении.

Рис. 17. — Графическое определение полезного термического напора Q_u и Q^r_u при нормальном и при повторно циркуляционном горении.

Рис. 18. — Тепловая схема при нормальном горении, сопровождаемом предварительным согреванием воздуха, поддерживающего горения.

Рис. 19. — Теплота, поглощенная воздухом, поддерживающим горение $\alpha_0 V_0$ для его нагревания от окружающей температуры t_a до температуры предварительного согревания t_p.

Рис. 20. — Повышение температуры топки, одновременно с повышением температуры предварительного согревания.

Рис. 21. — Определение полезного термического напора Q_{up} при нормальном горении, сопровождаемом предварительным согреванием воздуха, поддерживающего горение.

Рис. 22. — Тепловая схема при повторно циркуляционном горении, сопровождаемом предварительным согреванием воздуха, поддерживающего горение.

Рис. 23. — Определение наличной теплоты после охлаждения газообразных продуктов горения, образовавшихся в топке от температуры t_{fp} до температуры, необходимой для технологического процесса.

Рис. 24. — Влияние предварительного согревания воздуха, поддерживающего горение, на увеличение наличия теплоты ΔI_g.

Рис. 25. — Определение пропорции повторно циркулировавших газов ρ при повторно циркуляционном горении, сопровождавшимся предварительным согреванием воздуха, поддерживающего горение.

Рис. 26. — Определение полезного термического напора Q_u, Q_u^r, Q_{up}, Q_{up}^r.

Рис. 27. — Определение значений коэффициента избытка воздуха α, для которого температура в топке доводится до 1000°, 900° и 800°.

Рис. 28. — Определение полезного термического напора Q_u, Q_u^r, Q_{up}^r.

Рис. 29. — Графическое определение пропорции повторно циркулирующих газов ρ.

UNE NOUVELLE MÉTHODE DE CALCUL POUR LA COMBUSTION À RECIRCULATION APPLIQUÉE AUX FOURNEAUX

(RÉSUMÉ)

L'Auteur expose une nouvelle méthode pour le calcul graphique de combustion normale et de celle à recirculation, appliquée aux fourneaux.

L'application de cette méthode présente une série d'avantages par comparaison aux méthodes classiques, utilisées jusqu'à présent:

— on obtient une meilleure précision dans l'évaluation des différents échanges énergétiques, parce qu'on tient rigoureusement compte de la variation des chaleurs spécifiques avec la température;

— on arrive à une généralisation facile, sous forme de nomogrammes, en ce qui concerne les phénomènes thermiques;

— on peut étudier des phénomènes plus complexes, qu'il est difficile ou même impossible à évaluer quantitativement, par les méthodes utilisées couramment.

En appliquant la méthode proposée on a établi une comparaison entre la combustion normale et celle à recirculation en évaluant l'économie brute, en %, réalisée par la combustion d' recirculation.

On a choisi les critères de comparaison suivants: la température des produits de combustion, à leur point d'évacuation, la température de l'espace de combustion, la qualité du combustible et la quantité de chaleur transmise en 1 h au produit technologique. Ces critères sont identiques dans les deux variantes.

Les résultats obtenus en appliquant cette méthode, qui représente un calcul thermodynamique des procès de combustion, constituent le point de départ dans le calcul des projets des installations basées sur la recirculation des gaz de combustion.

A la fin de l'article on donne un exemple, afin de mettre en évidence les avantages de la méthode proposée.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Détermination de la température du foyer t_f.

Fig. 2. — Augmentation de la température du foyer par diminution du coefficient d'excès d'air α.

Fig. 3. — Détermination de la chaleur utile Q'_u.

Fig. 4. — Variation de l'enthalpie du faux air $\Delta\alpha\, V_0$ en fonction de la température d'évacuation t_{ga}.

Fig. 5. — Variation de la chaleur absorbée par le faux air $\Delta\alpha V_0$, par chauffage de la température ambiante t_a jusqu'aux différentes températures d'évacuation t_{ga}.

Fig. 6. — Détermination de la chaleur utile Q_u.

Fig. 7. — Schéma de la circulation des fluides gazeux dans le cas de la combustion à recirculation.

Fig. 8. — Schéma thermique dans le cas de la combustion à recirculation.

Fig. 9. — Détermination de la chaleur disponible ΔI_g obtenue par le refroidissement, de la température t_c jusqu'à température t_f, des gaz de combustion produits dans le foyer.

Fig. 10. — Variation de la chaleur disponible ΔI_g en fonction de la température du foyer.

Fig. 11. — Chaleur absorbée par les gaz recirculés $\rho\, V^r_{am}$ pour s'échauffer depuis la température d'évacuation t_{ga} jusqu'à la température du foyer.

Fig. 12. — Détermination, par interpolation, de la proportion de gaz recirculés ρ.

Fig. 13. — Détermination, à l'aide du rapport $\rho = \frac{cm}{cd}$, de la proportion de gaz recirculés.

Fig. 14. — Famille de courbes indiquant la chaleur V^r_{am} absorbée par les gaz de combustion pour chauffer ces derniers depuis différentes températures d'évacuation t_{ga} jusqu'aux températures du foyer t_f, t'_f, t''_f, t'''_f.

Fig. 15. — Détermination graphique de la proportion de gaz recirculés ρ.

Fig. 16. — Détermination de la chaleur utile Q'_u dans le cas de combustion à recirculation.

Fig. 17. — Evaluation graphique de la chaleur utile Q_u et $Q_u{}^r$. dans le cas d'une combustion normale et dans celui d'une combustion à recirculation.

Fig. 18. — Schéma thermique dans le cas de la recirculation normale combinée avec le chauffage préalable de l'air de combustion.

Fig. 19. — Chaleur $\alpha_o V_o$ absorbée par l'air de combustion pour chauffer ce dernier, depuis la température ambiante t_a jusqu'à la température de chauffage préalable t_p.

Fig. 20. — Augmentation de la température du foyer, parallèle à celle de la température de chauffage préalable.

Fig. 21. — Evaluation de la chaleur utile Q_{up} dans le cas d'une combustion normale combinée avec le chauffage préalable de l'air de combustion.

Fig. 22. — Schéma thermique dans le cas d'une combustion à recirculation, combinée avec le chauffage préalable de l'air de combustion.

Fig. 23. — Evaluation de la chaleur disponible, obtenue par le refroidissement des gaz de combustion produits dans le foyer, depuis la température t_{fp} jusqu'à celle nécessaire pour le procès technologique respectif.

Fig. 24. — Effet du chauffage préalable de l'air de combustion sur l'augmentation du disponible de chaleur ΔI_g.

Fig. 25. — Détermination de la proportion de gaz recirculés ρ dans le cas de combustion à recirculation combinée avec le chauffage préalable de l'air de combustion.

Fig. 26. — Détermination des chaleurs utiles Q_u, Q^r_u, Q_{up}, Q^r_{up}.

Fig. 27. — Détermination des valeurs du coefficient d'excès d'air α pour lesquelles on obtient dans le foyer des températures de 1000°, 900°, 800°.

Fig. 28. — Evaluation des chaleurs utiles Q_u, Q^r_u, Q^r_{up}.

Fig 29. — Détermination graphique de la proportion de gaz recirculés ρ.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Bărănescu, *Calculul proceselor de ardere*. Ed. Academiei R.P.R., Bucureşti, 1955.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

TERMOTEHNICĂ

PROIECTAREA ECONOMICĂ A SISTEMULUI FIERBĂTOR LA CAZANELE DE RADIAŢIE *)

DE

N. ANTONESCU

La cazanele de radiaţie, sistemul fierbător este compus din ecranele de radiaţie plasate în focar, care primesc căldura prin radiaţia flacării, şi un fascicul de convecţie plasat pe primul drum de gaze şi primind căldura prin convecţie de la gazele rezultate din ardere.

În proiectarea actuală a cazanelor, mărimea suprafeţei ecranelor de radiaţie, respectiv a fasciculului de convecţie, se alege constructiv, sau se construiesc cazane de radiaţie pură în care lipseşte fasciculul de convecţie. Există însă un raport precis pentru fiecare cazan, în funcţie de combustibil şi preîncălzirea aerului, care este raportul economic între suprafaţa ecranelor de radiaţie şi suprafaţa totală a sistemului fierbător. Luînd în proiectarea unui cazan acest raport egal cu unitatea, adică radiaţie pură, ne abatem de la soluţia economică care ar da suprafaţa minimă a sistemului fierbător cu 20—100%, iar în cazul cînd se alege constructiv o suprafaţă de ecrane de radiaţie şi un fascicul de convecţie, numai întîmplător se va nimeri soluţia economică rezultată din calculul ce urmează.

Se notează cu X raportul între cantitatea de căldură Q_R cedată ecranelor de radiaţie şi cantitatea totală de căldură Q necesară sistemului fierbător

$$X = \frac{Q_R}{Q}. \tag{1}$$

Pentru determinarea valorii optime a lui X, adică aceea care face minimă suprafaţa totală a sistemului fierbător, se calculează suprafaţa sistemului fierbător pentru diverse valori ale raportului X şi se determină valoarea ei minimă.

Pentru a prelua o cantitate de căldură $Q_R = XQ \frac{\text{kcal}}{\text{h}}$ prin radiaţie, este nevoie să se plaseze în focar o suprafaţă eficientă de ecrane

$$F_R = \frac{XQ}{C\left[\left(\frac{T_F}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_p}{100}\right)^4\right]} \text{ m}^2, \tag{2}$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 octombrie 1954.

unde

C — coeficientul mediu de negreală al flăcării ($C = 3{,}5$),

T_p — temperatura absolută a pereților țevilor, care se ia cu $\sim 25°$ mai mare decît temperatura de saturație a apei la presiunea din sistemul fierbător și se calculează din formula

$$T_p = (t_s + 25) + 273\,°\text{k}, \tag{3}$$

T_F — temperatura absolută a flăcării, care se determină din diagrama $I - t$ a combustibilului respectiv, scăzînd din entalpia inițială I_0 căldura cedată prin radiație pe kg (sau Nm^3) de combustibil sau analitic

$$T_F = \frac{I_0 - \dfrac{XQ}{B}}{C_{pmF}} + 273\,°\text{k}, \tag{4}$$

unde

B — cantitatea de combustibil, în $\dfrac{\text{kg}}{\text{h}}$ sau $\dfrac{\text{Nm}^3}{\text{h}}$;

C_{pmF} — căldura specifică medie a gazelor de ardere la temperatura focarului.

Expresia dezvoltată a suprafeței eficiente a ecranelor va fi

$$F_R = \frac{XQ}{3{,}5\left[\left(\dfrac{\dfrac{I_0 - \dfrac{XQ}{B}}{C_{pmF}} + 273}{100}\right)^4 - \left(\dfrac{t_s + 25 + 273}{100}\right)^4\right]}\ \text{m}^2. \tag{5}$$

Pentru preluarea prin convecție a căldurii rămase

$$Q_c = (1 - X)\,Q\ \frac{\text{kcal}}{\text{h}}, \tag{6}$$

este necesară o suprafață de fascicul

$$F_c = \frac{(1 - X)\,Q}{K\,\Delta t_{\text{med}}}\ \text{m}^2, \tag{7}$$

unde

K — coeficientul de transmisie a căldurii de la gazele de ardere la apa care se vaporizează, în $\dfrac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h°C}}$;

Δt_{med} — diferența medie de temperaturi între cele două fluide, în °C

$$\Delta t_{\text{med}} = \frac{\Delta_{\max} - \Delta_{\min}}{\ln \dfrac{\Delta_{\max}}{\Delta_{\min}}}, \tag{8}$$

unde

Δ_{max} — diferența maximă de temperatură, adică între temperatura gazelor care ies din focar și temperatura de saturație a apei ($\Delta_{max} = t_F - t_s$), iar Δ_{min} diferența minimă de temperatură, adică între temperatura gazelor ce ies din fasciculul de convecție și temperatura de saturație a apei ($\Delta_{min} = t_c - t_s$).

Pentru determinarea temperaturii t_c se poate folosi tot diagrama $I - t$: se scade din entalpia inițială I_0 căldura totală cedată sistemului fierbător Q raportată la cantitatea de combustibil B. Aceasta se exprimă analitic astfel:

$$t_c = \frac{I_0 - \frac{Q}{B}}{C_{pmc}} \text{ °C},$$

unde

C_{pmc} — căldura specifică medie a gazelor arse la temperatura de ieșire din fasciculul de convecție.

Pentru simplificarea aprecierii calitative a fenomenului, vom scrie (numai în formulă) cu aproximație

$$\Delta t_{med} = \frac{\Delta_{max} + \Delta_{min}}{2} = \frac{t_F + t_c}{2} - t_s \text{ °C}.$$

Introducînd în formula (7) expresia dezvoltată a termenilor obținem

$$F_c = \frac{(1-X)Q}{K\left(\frac{(t_F + t_c)}{2} - t_s\right)} = \frac{(1-X)Q}{K\left[\frac{I_0 - \frac{XQ}{B}}{\frac{C_{pmF}} + \frac{I_0 - \frac{Q}{B}}{C_{pmc}}} - t_s\right]} \text{ m}^2 \quad (9)$$

Pentru obținerea suprafeței totale a sistemului fierbător, însumăm suprafața ecranelor de radiație și suprafața fasciculului de convecție și obținem

$$F = F_R + F_c \text{ m}^2,$$

$$F = \frac{XQ}{3{,}5\left[\left(\frac{I_0 - \frac{XQ}{B}}{\frac{C_{pmF}}{100}} + 273\right)^4 - \left(\frac{t_s + 25 + 273}{100}\right)^4\right] K\left[\frac{I_0 - \frac{XQ}{B}}{\frac{C_{pmF}} + \frac{I_0 - \frac{Q}{B}}{C_{pmc}}} - t_s\right]} + \frac{(1-X)Q}{K\left[\frac{I_0 - \frac{XQ}{B}}{\frac{C_{pmF}} + \frac{I_0 - \frac{Q}{B}}{C_{pmc}}} - t_s\right]} \quad (10)$$

În această formulă, în afara parametrului X pe care-l vom varia pentru determinarea valorii lui optime, celelalte mărimi sînt cunoscute pentru un anumit cazan dat.

Parametrul X poate varia între valoarea 0, în care caz $Q_R = XQ = 0$, adică avem convecție pură și $X = 1$, în care caz $Q_R = XQ = Q$, deci avem radiație pură.

Valoarea optimă a lui X va fi situată între aceste două limite, la valoarea care face minimă suprafaţa F. Analitic aceasta revine la anularea derivatei $\frac{\partial F}{\partial X}$ pentru $0 < X < 1$. Calculul prezintă însă dificultăţi din cauza gradului înalt al funcţiei derivate.

Calitativ variaţia suprafeţei sistemului fierbător are loc în felul următor (fig. 1): Primul termen al expresiei, reprezentînd suprafaţa ecranelor de radiaţie, creşte foarte repede cînd X creşte de la 0 spre 1, deoarece numărătorul fracţiei creşte liniar, iar numitorul scade după o funcţie de gradul patru. Al doilea termen al expresiei, reprezentînd suprafaţa fasciculului de convecţie, scade continuu cînd X creşte de la 0 spre 1, după o curbă cu pantă aproape constantă. Suma celor doi termeni, care este suprafaţa sistemului fierbător, va scădea la început sub influenţa suprafeţei de convecţie care scade mult în timp ce suprafaţa ecranelor creşte puţin, va trece printr-un minimum la valoarea la care pantele curbelor celor doi termeni se egalează şi apoi va creşte sub influenţa suprafeţei ecranelor care depăşeşte mult scăderea suprafeţei de convecţie.

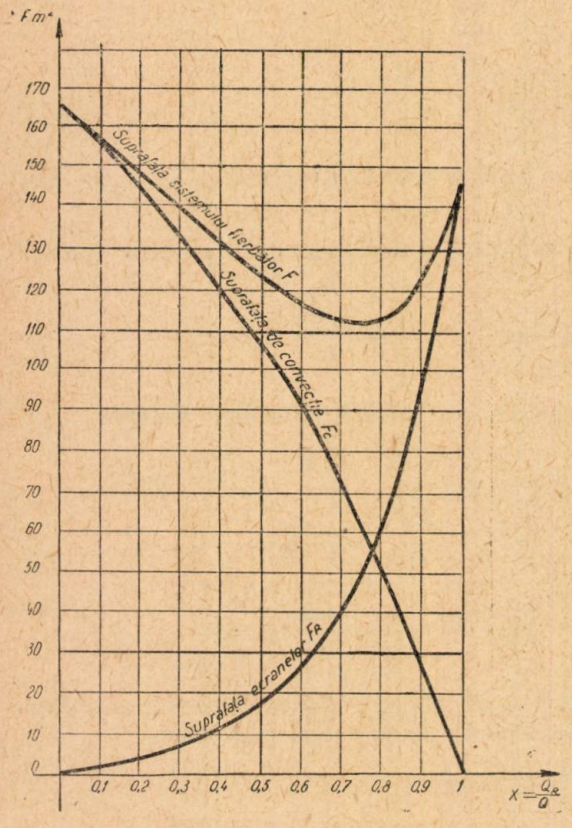


Fig. 1. — Variaţia suprafeţelor ecranelor, convecţiei şi sistemului fierbător în funcţie de raportul

$$X = \frac{Q_R}{Q}.$$

Explicaţia fizică a mersului curbei reiese din studiul formulei transmisiei căldurii prin radiaţie. Suprafaţa necesară este invers proporţională cu puterea a 4-a a temperaturii absolute a mediului radiant.

Pentru valori mici ale lui X, temperatura focarului este înaltă, şi cu suprafeţe mici putem prelua cantităţi mari de căldură prin radiaţie.

Pentru valori mari ale lui X, temperatura focarului este scăzută şi trebuie să mărim mult suprafaţa ecranelor pentru a prelua o cantitate suplimentară de căldură; în acest caz convecţia este mai eficace decît radiaţia.

Determinarea valorii optime a raportului X arată că analiza făcută pentru un anumit cazan (adică pentru o anumită căldură Q transmisă sistemului fierbător) este valabilă în general în ipoteza aceluiaşi combustibil şi aceleiaşi preîncălziri de aer. În formula (10), Q apare în ambii termeni la numărător la puterea întîia,

deci poate fi dat factor comun; alura curbei nu se schimbă, deci nici valoarea lui X care determină minimul curbei. La numitorul ambilor termeni apare expresia $\frac{Q}{B}$, care poate fi considerată la cazanele cu suprafețe adiționale, aproximativ constantă: $\frac{Q}{B} \cong 0{,}5\ H_i$.

Se studiază variația lui X calculînd un cazan IPROM de 20 t/h, 35 ata pentru diferiți combustibili și diverse grade de preîncălzire a aerului. Calculul decurge în felul următor:

Date inițiale

Combustibil gaz metan

Putere calorifică, $H_i = 8\,535\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Cantitate $1\,750\ \frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}$.

Căldura dată sistemului fierbător, $Q = 8\,500\,000\ \frac{\text{kcal}}{\text{h}}$.

Exces de aer în focar, $\lambda = 1{,}15$.
Temperatura aerului preîncălzit, $t_a = 150\ ^\circ\text{C}$.

Entalpia aerului preîncălzit $I_{\text{aer}}\ t_a = 450\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Temperatura ambiantă, $t_u = 20^\circ\text{C}$.

Entalpia aerului la temperatura ambiantă, $I_{\text{aer}}\ t_u = 60\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Entalpia gazelor arse la temperatura ambiantă, $I_{\text{gaze}}\ t_u = 80\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Participație de aer preîncălzit, $\alpha = 90\%$.
Randamentul focarului, $\eta_F = 97{,}4\%$.
Temperatura de saturație a apei, $t_s = 241{,}4^\circ\text{C}$.
Entalpia inițială se determină din formula următoare:

$$I_0 = \eta_F \cdot H_i + \alpha\lambda\,(I_{\text{aer}t_a} - I_{\text{aer}t_u}) + I_{\text{gaze}t_u} =$$

$$= 0{,}974 \times 8\,535 + 0{,}9 \times 1{,}15\ (450 - 60) + 80 = 8\,796\ \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}.$$

Temperatura pereților țevilor va fi:

$$t_p = t_s + 25^\circ = 267^\circ\text{C}$$

$$T_p = 267 + 273 = 540^\circ\text{K}.$$

În funcție de datele inițiale și calculate se poate determina suprafața ecranelor de radiație pentru diferite valori ale lui X (tabloul nr. 1).

Tabloul nr. 1

X	Q_R	I	t_F	T_F	T_P	$\Delta\left(\frac{T}{100}\right)^4$	F_R
	XQ	$I_0-\frac{Q_R}{B}$	din diagrama $I-t$	t_F+273		$\left(\frac{T_F}{100}\right)^4-\left(\frac{T_P}{100}\right)^4$	$\frac{Q_R}{3{,}5\,\Delta\left(\frac{T}{100}\right)^4}$
	kcal/h	kcal/Nm³	°C	°K	°K	°K⁴	m²
0	0	8 796	1 810	2 083	540	187 410	0
0,1	850 000	8 310	1 720	1 993	540	157 918	1,54
0,2	1 700 000	7 825	1 630	1 903	540	130 295	3,73
0,3	2 550 000	7 339	1 539	1 812	540	106 954	6,81
0,4	3 400 000	6 858	1 448	1 721	540	86 873	11,18
0,5	4 250 000	6 367	1 356	1 629	540	69 566	17,46
0,6	5 100 000	5 882	1 263	1 536	540	54 813	26,58
0,7	5 950 000	5 396	1 169	1 442	540	42 389	40,11
0,8	6 800 000	4 910	1 073	1 346	540	31 973	60,77
0,9	7 650 000	4 425	975	1 248	540	23 408	93,37
1	8 500 000	3 939	875	1 148	540	16 518	147,03

Suprafața fasciculului de convecție pentru diferite valori ale lui X se determină în tabloul nr. 2.

Tabloul nr. 2

X	Q_c	Δ_{max}	Δ_{min}	Δt_{med}	t_{med}	α_2	α_{CO_2}	α_{H_2O}	K	F_c
	$(1-X)Q$	t_F-t_s	t_c-t_s	$\frac{\Delta_{max}-\Delta_{min}}{\ln\frac{\Delta_{max}}{\Delta_{min}}}$	$\frac{t_F+t_c}{2}$	din diagrame			$\Sigma\alpha$	$\frac{Q_c}{0{,}9\,K\,\Delta t_{med}}$
	k cal/h	°C	°C	°C	°C	kcal/m²h°C			$\frac{\text{kcal}}{\text{m²h°C}}$	m²
0	8 500 000	1 543	608	1 004,3	1 342	30	12,7	14	56,7	165,85
0,1	7 650 000	1 453	608	969	1 297	30,2	12,5	13,5	56,2	156,08
0,2	6 800 000	1 363	608	934,4	1 252	30,4	12,25	13	55,65	145,30
0,3	5 950 000	1 272	608	898,5	1 207	30,6	12	12,5	55,1	133,54
0,4	5 100 000	1 181	608	861,6	1 161	30,8	11,6	12	54,4	120,90
0,5	4 250 000	1 089	608	823,6	1 115	31	11,2	11,5	53,7	106,77
0,6	3 400 000	996	608	785,4	1 069	31,5	10,9	11	53,4	90,08
0,7	2 550 000	902	608	744,3	1 022	32	10,5	10,4	52,9	71,96
0,8	1 700 000	806	608	699,6	974	32,5	10	9,8	52,3	51,62
0,9	850 000	708	608	657,8	925	33	9,5	9,2	51,7	27,77
1	0	608	608	608	875	33,5	9	8,5	51	0

Din tablourile nr. 1 și 2 prin însumarea lui F_R și F_c obținem suprafața totală a sistemului fierbător în funcție de X (tabloul nr. 3).

$$F = F_R + F_c = f(X);$$

se determină grafic valoarea lui $X = X_{optim}$ care face minimă această suprafață.

Tabloul nr. 3

X	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	optim 0,75
F	165,9	157,6	149	140,4	132,1	124,2	116,7	112,1	112,4	121,1	147	minim 111,25

În continuare, se calculează pentru determinarea unor diagrame de lucru, același cazan cu alte temperaturi teoretice de ardere (altă preîncălzire de aer) și pentru alți combustibili. Rezultatele obținute urmînd același sistem de calcul, sînt date în tablourile nr. 4, 5, 6, 7, 8 și 9.

Combustibil gaz metan

a) Pentru o temperatură teoretică de ardere $t_{F_0} = 1\,710$ obținem datele din tabloul nr. 4.

Tabloul nr. 4

X	t_F °C	F_R m²	Δt_{med} °C	K kcal/m²h°C	F_c m²	F m²
0	1 710	0	890	55,65	190,7	190,7
0,1	1 620	1,90	858	55,17	179,8	181,8
0,2	1 529	4,64	824	54,49	168,3	172,9
0,3	1 437	8,61	790	53,91	155,2	163,8
0,4	1 345	14,35	753	53,33	141,1	155,5
0,5	1 252	22,80	716	52,75	125,0	147,8
0,6	1 158	35,46	678	52,17	106,8	142,3
0,7	1 063	54,82	638	51,59	86,1	140,9
0,8	966	85,54	595	51	62,2	147,7
0,9	868	135,74	550	50,41	34,1	169,8
1	769	221,91	502	49,82	0	221,9
0,69	optim				minim	139,7

b) Pentru o temperatură teoretică de ardere $t_{F_0} = 1\,810°$, valorile lui $F = f(X)$ sînt din tabloul nr. 3.

c) Pentru o temperatură teoretică de ardere $t_{F_0} = 1\,910°$ obținem valorile din tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

X	t_F °C	F_R m²	Δt_{med} °C	K kcal/m²h°C	F_c m²	F m²
0	1 910	0	1 119	57,7	146,3	146,3
0,1	1 822	1,27	1 086	57,2	136,5	137,8
0,2	1 732	3,02	1 051	56,7	126,8	129,8
0,3	1 642	5,45	1 012	56,2	115,2	120,7
0,4	1 551	8,84	976	55,7	104,2	113
0,5	1 459	13,62	938	55,2	91,2	104,8
0,6	1 367	20,38	896	54,7	77,1	97,5
0,7	1 274	30,13	856	54,2	61,1	91,2
0,8	1 180	44,45	814	53,7	43,2	87,6
0,9	1 085	65,93	765	53,2	23,2	89,1
1	988	99,41	721	52,6	0	99,4
0,82	optim				minim	87,9

Combustibil lignit

a) Pentru următoarele date inițiale:

— putere calorifică, $H_i = 2\,180 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$,

— cantitatea de combustibil, $B = 7\,870 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$,

— exces de aer în focar, $\lambda = 1{,}3$,

— temperatura de preîncălzire a aerului, $t_a = 300°C$,

— temperatura ambiantă, $t_u = 20°C$,

— participație de aer preîncălzit, $\alpha = 90\%$,

— randamentul focarului, $\eta_F = 90{,}1\%$,

— temperatură teoretică de ardere, $t_{F_0} = 1\,510°C$,

obținem rezultatele din tabloul nr. 6.

Tabloul nr. 6

X	t_F °C	F_R m³	Δt_{med} °C	K kcal/m h² °C	F_c m²	F m²
0	1 510	0	861,1	50,3	218,05	218,1
0,1	1 444	2,82	835,6	50,3	202,24	205,1
0,2	1 378	6,61	809,5	50,2	185,93	192,5
0,3	1 312	11,70	781	50,2	168,63	180,3
0,4	1 245	18,60	754,1	50,1	149,99	168,6
0,5	1 178	27,94	724,2	50	130,15	158,1
0,6	1 110	40,77	695,2	49,9	108,90	149,7
0,7	1 042	58,53	664,5	49,7	85,79	144,3
0,8	973	83,50	634,7	49,5	60,12	143,6
0,9	904	119,20	603,4	49,2	31,81	151,0
1	834	171,56	567	48,9	0	171,6
0,76	optim				minim	143,5

b) Pentru o temperatură teoretică de ardere $t_{F_0} = 1\,410°C$ obținem rezultatele din tabloul nr. 7.

Tabloul nr. 7

X	t_F °C	F_R m²	Δt_{med} °C	K kcal/m²h°C	F_c m²	F m²
0	1 410	0	753,0	50,2	249,9	249,9
0,1	1 344	3,60	726,4	50,1	233,6	237,2
0,2	1 278	8,52	699,7	50	215,5	224,0
0,3	1 212	15,25	674,1	49,9	196,5	211,8
0,4	1 145	24,54	646,5	49,7	176,4	200,9
0,5	1 078	37,41	619,5	49,5	154,0	191,4
0,6	1 010	55,52	590	49,2	130,1	185,6
0,7	941	81,43	560,5	48,9	103,4	184,8
0,8	871	119,3	529,6	48,6	73,39	192,7
0,9	800	176,3	505,3	48,2	38,78	215,1
1	728	264,3	461	47,7	0	264,3
0,7	optim				minim	184,8

Combustibil cărbune brun de Petroșani

a) Pentru următoarele date inițiale:
— putere calorifică, $H_i = 5\,793$ kcal/kg,
— cantitate de combustibil, $B = 2\,960$ kg/h,
— exces de aer în focar, $\lambda = 1{,}3$,
— temperatura de preîncălzire a aerului, $t_a = 300°C$,
— temperatura ambiantă, $t_u = 20°C$,
— participație de aer preîncălzit, $\alpha = 90\%$,
— randamentul focarului, $\eta_F = 90\ \%$,
— temperatura teoretică de ardere, $t_{F_0} = 1\,837°C$,
obținem rezultatele din tabloul nr. 8.

Tabloul nr. 8

X	t_F °C	F_R m²	Δt_{med} °C	K kcal/m²h°C	F_c m²	F m²
0	1 837	0	1 105	49,3	173,5	173,5
0,1	1 757	1,43	1 070	49,2	161	162,4
0,2	1 676	3,39	1 038	49,1	148	151,4
0,3	1 595	6,05	1 002	49	135	141,1
0,4	1 514	9,61	970	48,8	119,6	129,2
0,5	1 432	14,50	935	48,6	104,2	118,7
0,6	1 349	21,35	896	48,4	87,3	108,7
0,7	1 265	30,5	862	48,2	68,0	98,5
0,8	1 180	43,5	818	47,9	47,3	90,8
0,9	1 093	65,5	775	47,6	26,6	92,1
1	1 005	96,4	738	47,2	0	96,4
0,78	optim				minim	90,7

b) Pentru o temperatură teoretică de ardere $t_{F_0} = 1\,655°C$ obținem rezultatele din tabloul nr. 9.

Tabloul nr. 9

X	t_F °C	F_R m²	Δt_{med} °C	K kcal/m²h°C	F_c m²	F m²
0	1 655	0	905	48,7	215	215
0,1	1 573	2,1	875	48,5	201	203,1
0,2	1 491	5,06	842	48,3	186	191,1
0,3	1 409	9,22	812	48	169	178,2
0,4	1 327	15,02	778	47,7	152,8	167,8
0,5	1 244	23,42	743	47,4	134	157,4
0,6	1 161	35,2	710	47	113	148,2
0,7	1 077	52,3	673	46,6	90	142,5
0,8	991	78,9	632	46,2	65	143,9
0,9	905	119,2	586	45,7	35,4	154,6
1	818	183,2	551	45,2	0	183,2
0,69	optim				minim	142,4

Cu valorile suprafeței sistemului fierbător în funcție de X ($F = fX$), pentru fiecare combustibil și temperatură teoretică de ardere se trasează diagramele din figurile 2, 3 și 4.

Diagramele din figura 5 cuprind valoarea lui X_{optim} funcție de temperatura teoretică de ardere, pentru fiecare combustibil $X_{optim} = f(t_{F_0})$.

Uneori este mai utilă diagrama lui X_{optim} pentru diverse preîncălziri ale aerului. Pentru aceasta se trasează o diagramă auxiliară (fig. 6) care dă pentru

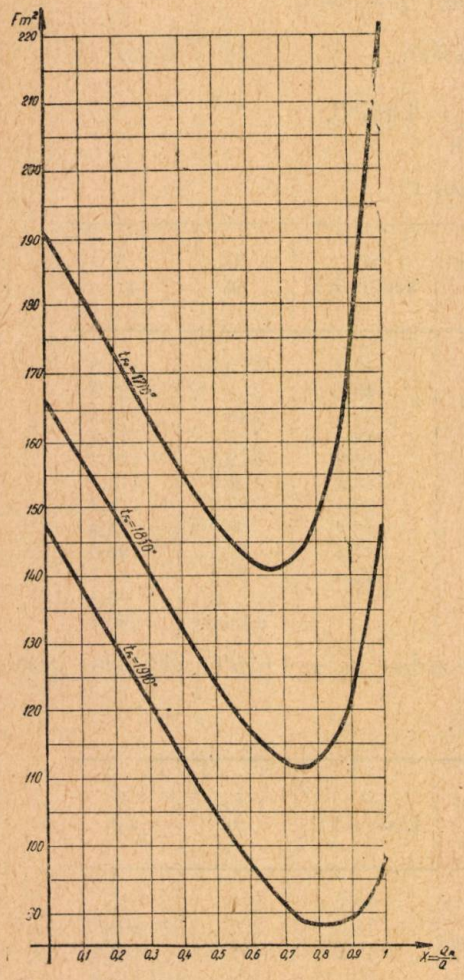


Fig. 2. — Variația suprafeței sistemului fierbător funcție de raportul $X = \frac{Q_R}{Q}$ și temperatura teoretică a focarului t_{F_0}; combustibil gaz metan $H_i = 8\,535 \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

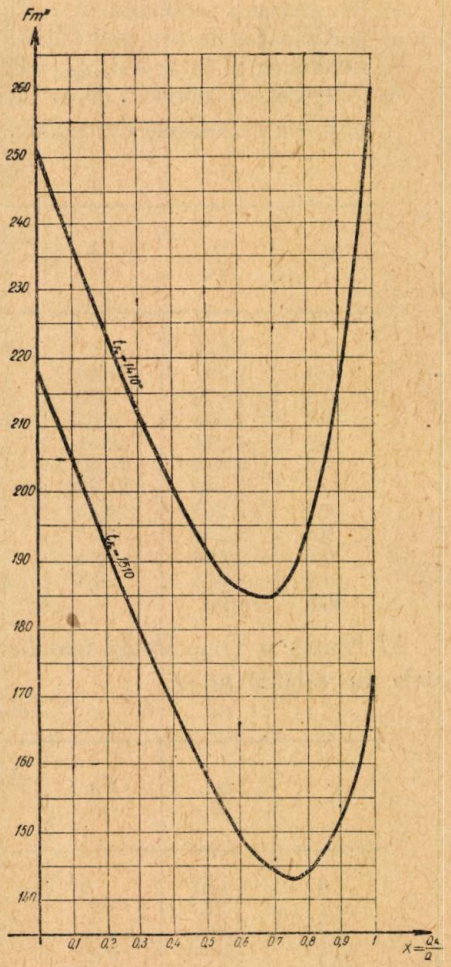


Fig. 3. — Variația suprafeței sistemului fierbător funcție de raportul $X = \frac{Q_R}{Q}$ și de temperatura teoretică a flăcării t_{F_0}; combustibil lignit $H_i = 2\,180 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$.

fiecare combustibil corespondența între temperatura teoretică a focarului și temperatura de preîncălzire a aerului $t_{F_0} = f(t_a)$.

Cu ajutorul acestor curbe se trece ușor din diagrama din figura 5 în diagrama din figura 7, care dă valoarea lui X_{optim} funcție de temperatura aerului preîncălzit ($X_{optim} = f(t_a)$.

În concluzie, la calcularea unui cazan, după stabilirea datelor inițiale în ceea ce privește combustibilul, se alege o preîncălzire de aer. Cu aceste date, din diagrama figura 7, determinăm raportul optim între căldura cedată ecranelor de radiație și căldura totală cedată sistemului fierbător: $X = \frac{Q_R}{Q}$. După determinarea căldurii cedate prin radiație, respectiv căldurii cedate

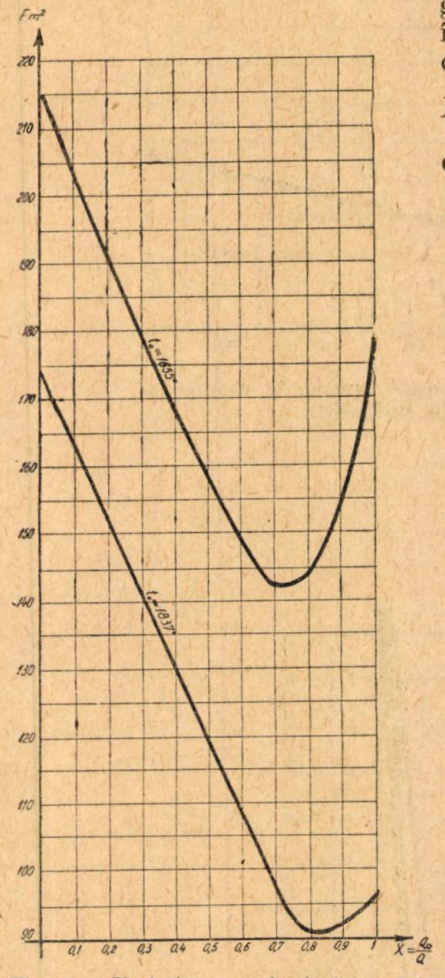


Fig. 4. — Variația suprafeței sistemului fierbător funcție de raportul $X = \frac{Q_R}{Q}$ și de temperatura teoretică a flăcării t_0; combustibil cărbune brun de Petroșani $H_i = 5\,793 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$.

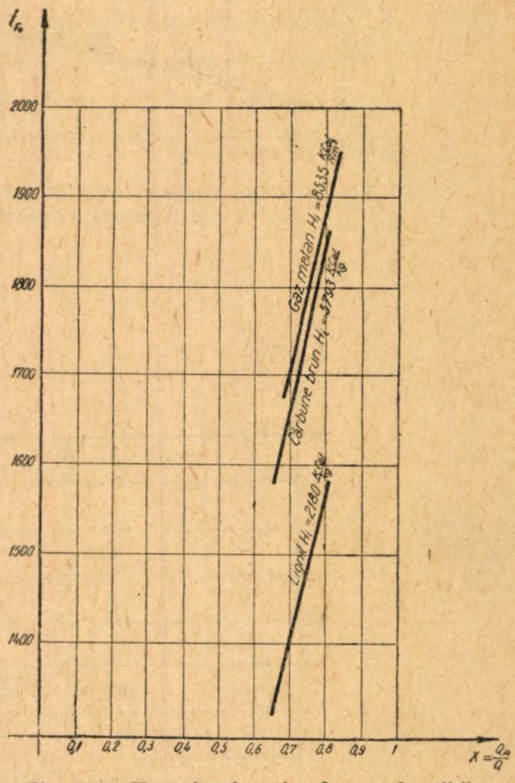


Fig. 5. — X optim funcție de combustibil și de temperatura teoretică a flăcării.

prin convecție, dimensionarea suprafețelor se face după metodele cunoscute.

Din alura curbelor din diagramele figurilor 2, 3 și 4 se deduce că depărtîndu-ne de punctul X_{optim} este mai bine să utilizăm un X mai mic (adică convecție

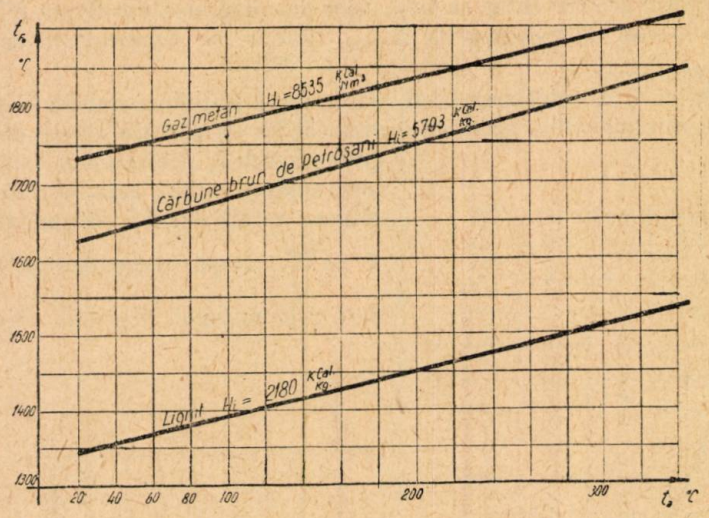


Fig. 6. — Temperatura teoretică a flăcării funcţie de combustibil şi temperatura aerului preîncălzit.

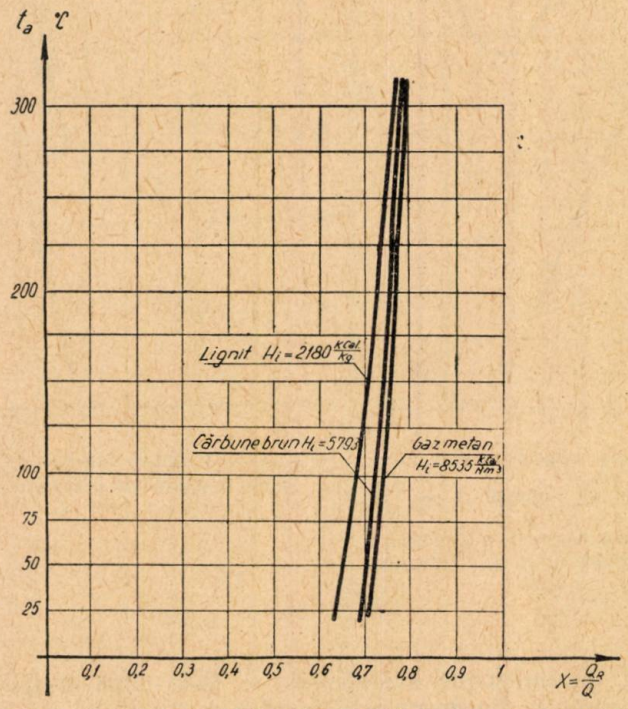


Fig. 7.— X optim funcţie de combustibil şi de temperatura aerului preîncălzit.

mai multă), deoarece la un X mai mare (radiație mai multă) suprafața necesară crește foarte repede.

Ca indicație generală, se vede că pentru realizarea unui cazan cu grad mare de radiație este necesară și o preîncălzire puternică a aerului, pentru a menține o temperatură suficientă în focar și deci a menține avantajul transmisiei căldurii prin radiație.

ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ КИПЯТИЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ЭКРАННЫХ КОТЛОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для постройки или модернизации парового котла необходимо найти экономическое решение, позволяющее спроектировать кипятильную систему с минимальной поверхностью. В диаграмме расчета (рис. 5 и 7) дано с этой целью оптимальное значение отношения между количеством тепла, отдаваемым вследствие излучения экранов и общим количеством тепла, отдаваемым кипятильной системе в зависимости от температуры предварительного согревания воздуха и характера топлива. Пределы этого отношения представлены значениями 0,6, — 0,8.

Диаграммы изменений поверхности, необходимой кипятильной системе (рис. 2, 3 и 4), дают помимо минимальной поверхности, также и величину ошибок, допущенных в отношении котлов только излучающих или с неэкономным распределением тепла между экранами излучения и конвективным пучком котла.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Изменения поверхностей экранов, конвекции и кипятильной системы в зависимости от отношения

$$X = \frac{Q_R}{Q}$$

Рис. 2. — Изменения поверхности кипятильной системы в зависимости от отношения $X = \frac{Q_R}{Q}$ и теоретической температуры топки t_{F_0}; горючее газ метан $H_i = 8535 \frac{\text{k cal}}{\text{Nm}^3}$.

Рис. 3. — Изменения поверхности кипятильной системы в зависимости от отношения $X = \frac{Q_R}{Q}$ и теоретической температуры пламени t_{F_0}; топливо лигнит $H_i = 2180 \frac{\text{k cal}}{\text{kg}}$.

Рис. 4. — Изменения поверхности кипятильной системы в зависимости от отношения $X = \frac{Q_R}{Q}$ и теоретической температуры пламени t_0; топливо бурый уголь из Петрошан $H_i = 5793 — \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$.

Рис. 5. — Оптимальное значение X в зависимости от топлива и теоретической температуры пламени.

Рис. 6. — Теоретическая температура пламени в зависимости от топлива и температуры предварительно нагретого воздуха.

Рис. 7. — Оптимальное значение X в зависимости от топлива и температуры предварительно нагретого воздуха.

PROJET ÉCONOMIQUE DU BOUILLEUR DES CHAUDIÈRES À RADIATION

(RÉSUMÉ)

Pour la construction ou la modernisation d'une chaudière à vapeur on doit trouver une solution économique menant à la surface minime du bouilleur. Dans le diagramme de calcul (fig. 5 et 7) on trouve à cet effet la meilleure valeur pour le rapport entre la quantité de chaleur cédée par radiation aux écrans et la somme de chaleur donnée au bouilleur. Cette valeur est une fonction de la température de chauffage préalable de l'air et de la nature du combustible. Les limites du rapport sont 0,6—0,8.

Les diagrammes de variation de la surface nécessaire du bouilleur (fig. 2, 3 et 4) donnent, en plus de la valeur minime, l'ampleur des erreurs dans le cas des chaudières à radiation pure ou bien présentant une répartition non-économique de chaleur entre les écrans de radiation et le fascicule de convection.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Variation des surfaces des écrans, de la convection et du bouilleur, fonction du rapport $X = \frac{Q_R}{Q}$.

Fig. 2. — Variation de la surface du bouilleur, fonction du rapport $Z = \frac{Q_R}{Q}$ et de la température théorique du foyer t_{F_0}; le combustible est le méthane $H_i = 8\,535 \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$.

Fig. 3. — Variation de la surface du bouilleur, fonction du rapport $X = \frac{Q_R}{Q}$ et de la température théorique de la flamme t_{F_0}; le combustible est le lignite $H_i = 2\,180 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$.

Fig. 4. — Variation de la surface du bouilleur, fonction du rapport $X = \frac{Q_R}{Q}$ et de la température théorique de la flamme t_0; le combustible est le charbon brun de Petroşani $H_i = 5\,793 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$

Fig. 5. — La meilleure valeur X en fonction du combustible et de la température théorique de la flamme.

Fig. 6. — Température théorique de la flamme, fonction du combustible et de la température de l'air chauffé au préalable.

Fig. 7. — La meilleure valeur X, fonction du combustible et de la température de l'air préalablement chauffé.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

TERMOTEHNICĂ

UMIDITATEA CĂRBUNELUI LA 100°C*)

(Izotermele de desorbţie ale vaporilor de apă de către lignit la temperatura de 100°C)

DE

D. BUIMOVICI

Studiul proprietăţilor adsorbtive ale cărbunelui la temperatura de 100°C prezintă în acelaşi timp interes practic şi interes teoretic. În instalaţiile de uscare, fie cu gaze fie cu abur, temperatura finală a cărbunelui variază în general între 80—100°C. În cazul uscării în curent de aer, gaze arse sau amestec de aer şi gaze arse, temperatura finală a cărbunelui variază în jurul temperaturii de 100°C (70—150°C). În acelaşi interval de temperatură se găseşte şi praful de cărbune la ieşirea lui din moara cu bile sau din puţul morii cu ciocane. Marea majoritate a determinărilor umidităţii cărbunilor se efectuează prin metoda uscării la temperatura de 100°C (mai precis 105°C).

Din punct de vedere teoretic prezintă interes a se determina izotermele de adsorbţie ale vaporilor de apă la temperatura de fierbere a apei şi în felul acesta să fie stabilite eventualele schimbări în aspectul izotermelor. Coolidge a studiat adsorbţia vaporilor de apă la temperatura de 100°C, pentru cărbune activ provenit din coaja nucilor de cocos. Dar rezultatele obţinute de el nu pot fi aplicate în cazul cărbunilor naturali, deoarece natura unui astfel de cărbune activ se deosebeşte mult de natura cărbunelui natural, astfel încît şi izotermele pentru aceste două cazuri vor fi diferite.

Autorului lucrării de faţă îi este cunoscută existenţa doar a unei singure lucrări, în care au fost studiate izotermele de desorbţie ale vaporilor de apă de către cărbunele natural la temperaturi ridicate. În cartea prof. A. B. Lîkov « *Teoria uscării* » (1950), este dată diagrama de desorbţie a vaporilor de apă pentru cărbunele din Borovici la temperaturile de 20, 35, 55, 60, 75 şi 90°C. Autorul nu a avut însă posibilitatea de a consulta lucrarea respectivă.

Metoda de experimentare. Pentru a se apropia cît mai mult de condiţiile reale din practică, determinarea izotermelor de desorbţie trebuia efectuată în prezenţa aerului. Pentru aceasta a fost aleasă metoda de experimentare denumită metoda exsicatoarelor, care constă în principiu din următoarele: într-un vas ermetic închis

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 octombrie 1954.

(exsicator) se așează fiola de experimentat, iar pe fundul vasului se află fie o soluție saturată a unei sări, fie amestec de apă cu acid sulfuric în proporții bine definite, în așa fel încît în interiorul vasului se creează o presiune parțială bine determinată a vaporilor de apă.

La temperatura de 100°C nu pot fi folosite exsicatoarele de sticlă, deoarece nu mai poate fi asigurată etanșeitatea între corp și capac.

La început a fost încercat un vas din tablă, al cărui capac se cufundă într-o baie inelară de mercur. Totuși experiențele preliminare au arătat că etanșeitatea este insuficientă. În afară de aceasta au mai apărut și incomoditățile inerente manipulării cu mercur. O altă soluție, anume asigurarea etanșeității între capac și corp prin filet, s-a dovedit a fi valabilă. Pentru aceasta a fost folosită o bombă calorimetrică obișnuită.

Temperatura de 100°C a fost realizată cu ajutorul unui termostat umplut cu ulei de transformator.

Menținerea temperaturii constante de 100°C în baia de ulei era realizată printr-un termometru de contact, care acționa printr-un releu asupra întrerupătorului curentului electric de încălzire a băii de ulei. Întrerupătorul era de tip pîrghie, avînd la un capăt o fiolă cu mercur. Variațiile de temperatură nu depășeau 0,2°C. Pentru baia de ulei a fost prevăzut un agitator, care să se învîrtească cu viteză mare, deoarece în prealabil s-a dovedit, că la viteze mici de rotație ale agitatorului temperatura în baia de ulei scădea apreciabil de la fund spre suprafață.

La temperatura de 100°C oxidarea cărbunelui și mai ales a celor tineri, ca de exemplu lignitul, decurge intens. Pentru a se obține rezultate precise este necesar de a se înlătura într-o măsură cît mai mare acțiunea oxidării, este necesar deci de a se scurta timpul în care proba de cărbune se găsește la temperatura de 100°C. În normele pentru determinarea umidității cărbunilor naturali prin metoda uscării la 100°C este indicat timpul limită, în care influența oxidării este neglijabilă. Pentru cărbunii bruni se recomandă a efectua determinarea în timp de trei ore. Trebuie însă de ținut seama, că în dulapul de uscare presiunea relativă a vaporilor de apă (la 100°C) este foarte mică, (1—2%) și în acest caz timpul necesar pentru stabilirea stării de echilibru este îndeajuns de scurt. Pentru determinările la 100°C, în care însă valorile presiunii relative a vaporilor de apă vor fi considerabil mai mari, timpul necesar pentru stabilirea stării de echilibru se va mări de asemenea în mod apreciabil, ceea ce atrage după sine o oxidare pronunțată.

Natura chimică a oxizilor formați la temperatura de 100°C nu este încă cunoscută. Importantă prin consecințele sale practice este formarea de hidrați între oxizii superficiali și moleculele de apă adsorbate. Desigur, se hidratează nu întreaga peliculă de oxizi, ci doar acea parte care intră în contact cu moleculele de apă. Existența hidraților influențează mult mai puternic decît existența oxizilor asupra determinării izotermelor de adsorbție.

În condițiile date, adică în cazul uscării în prezența aerului, scurtarea timpului de experimentare constituie singurul mijloc pentru micșorarea oxidării și deci implicit și a cantității de hidrați.

Durata de uscare este condiționată de procesul de difuzie a moleculelor de apă din capilarele cărbunelui în atmosfera înconjurătoare. În jurul cărbunelui se creează o atmosferă cu o concentrație mărită de vapori de apă în comparație cu restul atmosferei. Acest strat de vapori de apă, de concentrație mare, frînează considerabil difuzia, ceea ce duce la un timp îndelungat de uscare. Pentru lichidarea acestei situații înăuntrul bombei calorimetrice a fost introdus un agitator. Prin rotirea sa agitatorul lichidează neuniforma concentrație a vaporilor de apă

în spațiul dat și creează condițiile necesare pentru intensificarea difuziei moleculelor vaporilor de apă între cărbune și atmosfera înconjurătoare. Prin aplicarea acestui dispozitiv, chiar pentru presiuni relative mari ale vaporilor de apă ($\varphi \approx 60\%$), starea de echilibru a fost obținută în decurs de numai $3-3^1/_2$ ore. Pentru a se asigura etanșeitatea absolută a bombei calorimetrice a fost folosit un agitator acționat pe cale magnetică.

Descrierea aparaturii (fig. 1). Într-o bombă calorimetrică obișnuită *1* a fost introdus un suport *2* executat din tablă de plumb, pe care se aflau două fiole. Fiola

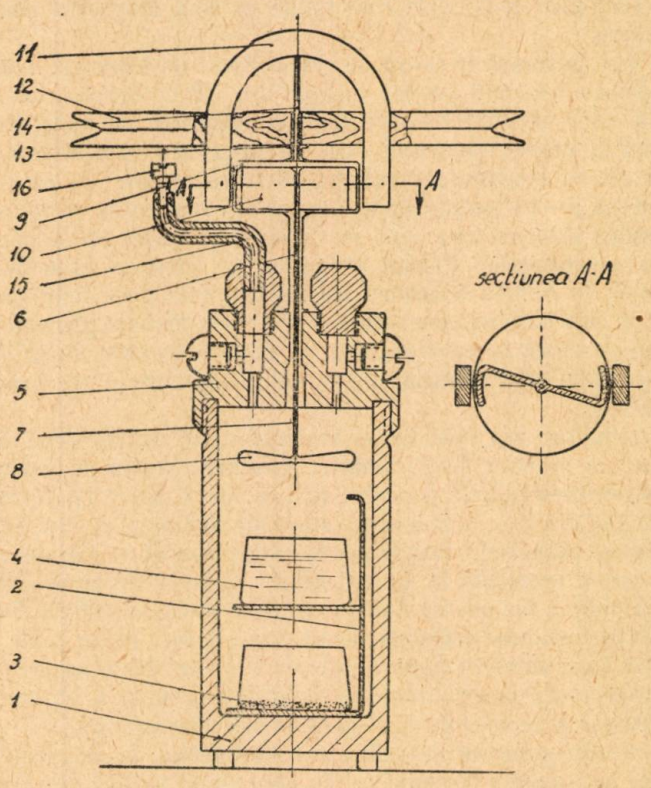


Fig. 1

aflată la partea inferioară a suportului conținea proba de lignit *3* iar fiola de sus era umplută cu un amestec determinat de acid sulfuric și apă *4*.

Capacul *5* al bombei calorimetrice a fost în mod corespunzător adaptat pentru instalarea agitatorului și asigurarea etanșeității. După cum se vede din figura 1, toate orificiile au fost închise cu șuruburi, iar șurubul central, pe unde avea loc aprinderea, a fost înlăturat și înlocuit cu un tub *6* sudat la capac *5*. Prin acest tub trecea axul *7*, pe care la extremitatea inferioară era fixată o elice cu două aripi (agitatorul propriu zis) *8* executată din tablă de plumb. Capătul superior al tubului *6* era sudat de cilindrul *9*, care nu poseda alte deschideri, așa încît bomba calorimetrică *1*, capacul *5*, tubul *6* și cilindrul *9* asigurau etanșeitatea necesară.

În cilindrul *9* se găsea piesa *10*, executată din tablă de transformator, care era sudată de capătul superior al axului *7*. În afara cilindrului *9* se găsea magnetul

natural *11*, care capătă o mişcare de rotaţie şi în felul acesta, prin cîmpul magnetic pe care îl crea, antrena şi piesa *10* în mişcare de rotaţie. Viteza de rotaţie a magnetului era aproximativ 100 rot/minut.

Au fost luate măsuri pentru asigurarea unei suficiente intensităţi a cîmpului magnetic înăuntrul cilindrului *9*, care să fie în stare să învingă rezistenţele de frecare ale agitatorului. Între magnet şi cilindru şi între cilindru şi piesa *10* a fost lăsat un spaţiu foarte mic, atît ca să se asigure mişcarea liberă a magnetului şi a piesei *10*. De asemenea, în vederea aceluiaşi scop, piesei *10* i s-a dat o formă specială (vezi secţiunea A-A) prin care liniile de flux magnetic sînt concentrate de piesa rotitoare.

Magnetul este antrenat în rotire de către discul de lemn *12*. Lagărul axial *13* şi axul *14* susţineau sistemul rotitor magnet-disc. Prin crearea înăuntrul bombei calorimetrice a unei presiuni relative mari a vaporilor de apă, presiunea totală dinăuntrul bombei creşte apreciabil faţă de presiunea atmosferică. Prin deschiderea timp de cîteva secunde a şurubului *16* (care închidea tubul de eşapare *15*) ce se efectua după 8—10 minute de la începerea experienţei, se reducea presiunea dinăuntrul bombei calorimetrice pînă la valoarea presiunii atmosferice.

Efectuarea experienţelor. Pentru stabilirea de presiuni bine determinate ale vaporilor de apă, în bomba calorimetrică au fost introduse fiole conţinînd amestecuri diferite de acid sulfuric concentrat şi apă. Prin metoda picnometrică se determina greutatea specifică a amestecurilor, în funcţie de care, în tabele erau citite valorile proporţiei de acid sulfuric, ale presiunii absolute şi ale presiunii relative a vaporilor de apă.

Starea de echilibru era considerată stabilită, dacă pentru două cîntăriri consecutive, efectuate la interval de 30 minute, greutatea probei nu varia cu mai mult de 2—3 mg. Greutatea iniţială a probei era de aproximativ 3 g. Aproximaţia îndeajuns de largă ($\leqslant 0{,}10\%$) la stabilirea stării de echilibru a fost condiţionată de principalul neajuns al metodei întrebuinţate; adsorbţia de vapori de apă din atmosferă de către proba cercetată în timpul scurt ce trece de la deschiderea bombei calorimetrice şi pînă la închiderea fiolei ce conţine proba cercetată. După căpătarea unei tehnice experimentale adecvate, acest timp a fost redus pînă la cîteva zeci de secunde. Dar chiar în acest interval mic de timp are loc o adsorbţie a vaporilor de apă, care micşorează exactitatea determinărilor. Pentru a obţine rezultate mai precise este necesar a se recurge la o metodă mai perfecţionată.

În toate cazurile practice de utilizare a cărbunelui, la temperatura de 100°C are loc procesul de uscare a cărbunelui. Nu cunoaştem un caz din practică, în care la temperatura de 100°C să aibă loc umezirea cărbunelui. Din această cauză au fost determinate numai curbele de desorbţie pentru cei trei ligniţi studiaţi. Curbele de adsorbţie, neprezentînd interes practic, nu au fost determinate.

Din cauza oxidării şi a formării hidraţilor la temperatura de 100°C nu mai este posibil să se determine întreaga curbă de desorbţie doar cu o singură probă de lignit, aşa cum s-a procedat la temperaturile de 0°C şi 20°C. Din această cauză a fost acceptată următoarea metodă de experimentare:

Cîte zece probe din fiecare lignit cercetat au fost plasate în exsicatoare, unde cu ajutorul unui amestec de acid sulfuric concentrat şi apă a fost creată o presiune relativă a vaporilor de apă, de aproximativ 60%, şi menţinute la temperatura ambiantă. După trecerea a treizeci de zile, după ce prin cîntăriri repetate s-a stabilit starea de echilibru pentru toate probele, a fost determinată greutatea exactă a fiecărei probe de lignit în parte. Greutatea găsită a servit drept valoare iniţială identică pentru toate probele. Apoi, pentru determinarea fiecărui punct de pe curba

de desorbție la 100°C a fost folosită cîte o probă de lignit. Masa uscată a probelor a fost determinată tot în bomba calorimetrică, fiola superioară fiind umplută cu acid sulfuric concentrat. Această determinare era executată cu o deosebită atenție, deoarece calculele au fost efectuate în raport cu greutatea probei în stare uscată.

Tabloul nr. 1

Desorbția ligniților la 100°C

Nr. crt.	Greutatea specifică a amestecului la 20°C	Conținutul de H_2SO_4	Presiunea absolută a vaporilor de apă	Presiunea relativă a vaporilor de apă	Umiditatea la masa uscată		
					Lignit I	Lignit II	Lignit III
	g/cm³	%	mm Hg	%	%	%	%
1	1,6533	73,66	40,6	5,34	0,76	0,93	0,74
2	1,5497	64,68	94,8	12,48	1,57	1,90	1,37
3	1,4974	59,92	179,7	23,62	2,62	3,02	2,27
4	1,4151	52,03	297,5	39,08	3,50	3,64	2,76
5	1,3216	42,12	443,5	58,27	3,88	3,94	2,90

Valoarea maximală a erorii totale experimentale nu depășește 0,15%. Valoarea obișnuită a erorii totale a fost în general mai mică de 0,10%.

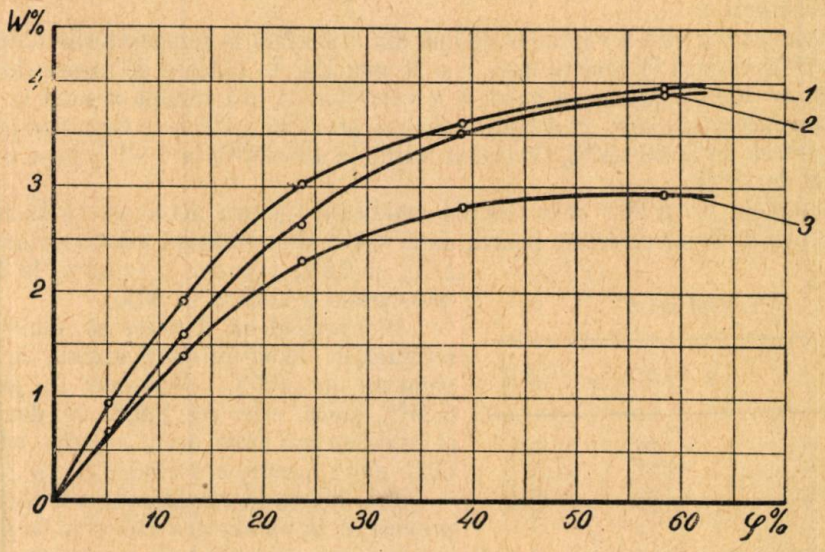


Fig. 2

Rezultatul determinărilor. În tabloul nr. 1 și în figura 2 sînt date rezultatele determinărilor izotermelor de desorbție a vaporilor de apă din lignit, la temperatura de 100°C.

Aspectul izotermelor (fig. 2). La 100°C izotermele de desorbție își mențin în general forma în S, totuși aspectul lor diferă de cel al izotermelor la 20°C și 0°C. Porțiunea de la începutul izotermei, pînă la curbură, se termină la valori ale presiunii relative de 20—25%, adică de 4—5 ori mai mare decît porțiunea corespunzătoare de pe izotermele la temperaturi joase. De la $\varphi = 35\%$ și pînă la $\varphi = 60\%$ curbele se prezintă aproape ca linii drepte. Raza de curbură a porțiunii izotermei

ce leagă aceste două segmente este mare, spre diferență de cazul izotermei la 20°C, unde raza de curbură a porțiunii corespunzătoare este mică.

Umiditatea la 100°C. Chiar pentru valori ridicate ale presiunii relative a vaporilor de apă (60—70%), umiditatea de echilibru a lignitului este de 3—4%. În cazul uscării lignitului în tamburi încălziți cu gaze sau cu aburi, sau în sistemele de pulverizare a lignitului, presiunea parțială a vaporilor de apă în curentul de gaze (la temperaturi apropiate de 100°C) variază în funcție de umiditatea inițială a lignitului și de condițiile concrete ale uscării, de la aproximativ 20% pînă la aproximativ 60%. Rezultă că umiditatea finală a lignitului poate să ajungă pînă la valoarea limită de 2—3%, dar din cauza timpului scurt al uscării, umiditatea finală a lignitului va fi de cîteva ori mai mare.

Determinarea umidității prin metoda uscării. Pentru stabilirea caracteristicilor tehnice ale combustibililor solizi, uscarea la temperatura de 100°C (mai precis la 105°C) este cea mai utilizată metodă de determinare a umidității. Dar această metodă este îndeajuns de neprecisă, deoarece în timpul uscării mai au loc și alte procese ca oxidare, pierdere parțială de substanțe volatile, adsorbție de gaze (azot) care influențează asupra exactității rezultatelor. Aceste surse de erori sînt legate organic de metoda propriu-zisă a uscării și nu pot fi nici îndepărtate și nici măcar evaluate. Spre deosebire de acestea, eroarea ce provine de la umiditatea atmosferică poate să fie evaluată și în consecință poate să fie introdusă corecția corespunzătoare.

Presiunea parțială a vaporilor de apă din atmosferă la temperaturile obișnuite de 15—20°C variază în general între 1 și 20 mm Hg. În dulapul de uscare (la temperatura de 100°C), presiunea parțială a vaporilor de apă rămîne aceeași ca și în atmosfera înconjurătoare. În schimb valoarea presiunii relative a vaporilor de apă se micșorează de la 60—80% (valoarea medie la 15—25°C) la 2—3% pentru temperatura de 100°C.

În tabloul nr. 2 sînt date valorile umidității (pentru masa uscată la 100°C) a trei probe de lignit cercetate pentru două valori ale umidității relative a aerului: 1,5% și 2,5% (pentru $\varphi = 1,5\%$ la 100°C corespunde $\varphi = 65\%$ la 20°C).

Tabloul nr. 2

	$\varphi = 1,5\%$	$\varphi = 2,5\%$
Lignit I.....	0,25%	0,40%
Lignit II.....	0,37%	0,53%
Lignit III.....	0,27%	0,43%

Din tabloul nr. 2 reiese că umiditatea reținută de lignit în cazul uscării, la temperatura de 100°C, depășește în general 0,25%, adică este cel puțin de două ori și jumătate mai mare decît eroarea admisibilă, după norme, a metodei (1%).

Prin luarea în considerație a corecției ce provine de la umiditatea atmosferică, gradul de precizie a metodei uscării se apropie apreciabil de gradul de exactitate al metodei distilării cu xilen, metodă considerată pînă în prezent ca fiind cea mai exactă.

Pentru ligniții romînești pot fi recomandate următoarele corecții la umiditatea atmosferică în cazul determinării umidității lor prin metoda uscării la 100°C.

Presiunea parțială a vaporilor de apă din atmosferă	10—15 mm Hg	15—20 mm Hg
Corecția	0,25%	0,40%

Aceste corecții pot fi utilizate în primă aproximație și pentru cărbunii bruni tineri.

ВЛАЖНОСТЬ УГЛЯ ПРИ 100°

(Изотермы десорбции водяных паров лигнитом при 100-градусной температуре)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор описывает приборы для определения изотерм десорбции (в присутствии воздуха) при температуре 100°, при помощи которых были определены кривые десорбции водяных паров из трех исследуемых количеств лигнита при вышеуказанной температуре. В результате этих определений были указаны поправки на атмосферную влажность при определении влажности лигнитов путем высушивания их при 100-градусной температуре.

L'HUMIDITÉ DU CHARBON À 100°C

(Isothermes de désorption des vapeurs d'eau par le lignite, à la température de 100°C)

(RÉSUMÉ)

On décrit les appareils utilisés pour établir les isothermes de désorption (en présence de l'air) à la température de 100°C. On a déterminé les courbes de désorption des vapeurs d'eau, contenus dans trois échantillons de lignite, à la température de 100°C. Les résultats de ces déterminations ont permis de calculer les corrections pour l'humidité atmosphérique dans le cas du dosage de l'humidité des lignites par séchage à 100°C.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

ENERGETICĂ GENERALĂ

ANALIZA CONSUMULUI SPECIFIC DE ENERGIE ELECTRICĂ ÎN INDUSTRIE*)

DE

CSABA NAGY şi VICTOR CARACUDOVICI

CONSIDERAŢII PRELIMINARE

Într-o economie socialistă, unul din elementele de bază pentru planificarea şi controlul producţiei este o evidenţă strictă şi detaliată a tot ceea ce se produce şi a tot ceea ce se consumă în procesul de producţie.

În domeniul evidenţei consumului de energie, sîntem mult în urmă faţă de Uniunea Sovietică şi chiar faţă de unele ţări de democraţie populară. Introducerea unei evidenţe în acest domeniu a devenit o necesitate pe care o cere practica planificării şi a utilizării raţionale a surselor energetice.

Acţiunea normării consumului specific de energie electrică este mijlocul cel mai important de realizare a unei evidenţe asupra întrebuinţării juste sau nejuste a energiei electrice, şi totodată, mijlocul cel mai eficace de descoperire a punctelor unde se face risipă cu acest produs atît de valoros şi atît de necesar pentru dezvoltarea economiei naţionale.

Fără această evidenţă şi fără stabilirea indicilor de consum specific pentru produsele cele mai importante, întocmirea celui de al doilea plan cincinal — în domeniul energetic — se va lovi de unele greutăţi şi se va baza pe date energetice nu totdeauna concludente. Iată motivul pentru care s-a dat atenţie deosebită introducerii evidenţei şi normării consumului specific de energie electrică.

Institutul de energetică al Academiei R.P.R., înţelegînd importanţa acestei cerinţe a economiei naţionale, a căutat să studieze şi să elaboreze acele metode pentru analiza şi normarea consumului specific de energie electrică, care în faza actuală sînt accesibile pentru majoritatea întreprinderilor, şi alte metode mai adîncite pentru unele întreprinderi de importanţă mai mare şi cu tehnicitate dezvoltată.

Normarea consumului specific în domeniul materiilor prime şi a materialelor în general, este într-un stadiu mult mai avansat şi acest lucru este explicabil, întrucît între producţia realizată şi consumul de materiale, există în general o proporţie directă, bine determinată şi relativ constantă. Nu se poate spune însă acelaşi lucru

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 14 decembrie 1954.

şi despre consumul de energie. Consumul specific de energie electrică pe o unitate oarecare de produs este variabil şi în general scade cu creşterea productivităţii. Din acest fapt rezultă o serie de dificultăţi, care fac ca această problemă să ceară o tehnicitate mai avansată şi o serie de studii şi cercetări, pentru a se putea introduce o evidenţă simplă, dar corectă în domeniul consumului de energie, sub forma sa generală, şi în special în domeniul consumului de energie electrică.

Prin aceasta, studiul devine o problemă ştiinţifică, care face obiectul unor cercetări. Sarcina cercetărilor constă în aceea că, întrebuinţînd aparatajul de măsură şi operaţiuni matematice de analiză, să ajungem la metode simple şi cu aplicaţie practică directă în procesul de producţie.

Normarea consumului specific de energie electrică are mai multe scopuri, dintre care cele mai importante sînt:

a) Reducerea consumului specific de energie electrică, prin studiul factorilor care influenţează acest consum şi prin eliminarea oricărui consum inutil.

b) Urmărirea desfăşurării normale a procesului tehnologic şi descoperirea deficienţelor care intervin în acest proces. Prin acest instrument obiectiv şi destul de sensibil, contorul electric, cu care se măsoară consumul de energie electrică şi care este un aparat ieftin, precis şi uşor de urmărit, se controlează continuu consumul specific de energie electrică pe secţie, agregat sau fabrică. El ne va indica neregularităţile ivite în procesul de producţie şi va avertiza conducerea unităţii tehnologice de necesitatea unei intervenţii şi readucerea la starea normală de funcţionare.

c) În sfîrşit, normarea consumului de energie electrică dă un instrument în mîna planificatorului, de a stabili în mod precis necesitatea de energie electrică pe o perioadă oarecare şi este în acelaşi timp un instrument de control pentru urmărirea gospodăriei raţionale a energiei, în întreprinderi.

Introducerea normării atrage după sine economii importante de energie electrică şi declanşează o preocupare largă a inginerilor, tehnicienilor şi muncitorilor, pentru economisirea energiei electrice în toate domeniile industriale.

Această acţiune se încadrează într-o acţiune mai largă, aceea a reducerii preţului de cost pentru produsele industriale, şi trebuie arătat că sînt unele ramuri industriale unde o mare parte din preţul de cost îl reprezintă costul consumului de energie electrică.

Pentru a ne da seama de importanţa economică a acestei acţiuni, să luăm cîteva exemple:

Reducerea consumului specific de energie electrică cu cîteva procente pe întreaga economie naţională, ceea ce în 1955 se va putea obţine prin urmărirea sistematică a problemei, ar însemna o economie de 100—200 milioane kwh anual, şi aceasta înseamnă, în legătură cu crearea surselor de alimentare cu energie electrică, posibilitatea de a economisi investiţiile pentru o centrală electrică de 40—50 Mw, putere instalată, sau de a face disponibilă o cantitate de energie care să alimenteze o serie de alte întreprinderi industriale noi în aceeaşi proporţie, fără a mai socoti şi economia de combustibil din sectorul producător de energie electrică.

În Uniunea Sovietică, pe baza întrecerilor socialiste şi a inovaţiilor din ultimii ani, s-au obţinut însemnate realizări în reducerea consumului de energie electrică; astfel, numai în întreprinderile industriale din Leningrad, s-au economisit în 1947, 95 milioane kwh.

La uzina Kirov din Urali, prin introducerea metodei de prelucrare a pieselor pe baza curenţilor de înaltă frecvenţă, s-au făcut economii de 50—55% din consumul de energie pe bucată fabricată.

La uzina Kuibîşev din Kolomensk, introducîndu-se o exploatare mai atentă a aerului comprimat, s-au obţinut reduceri de 20—30% din consumul specific al acestui purtător de energie.

Se mai pot da numeroase exemple din toate domeniile industriale, care ne arată că această problemă nu poate fi rezolvată integral, decît prin colaborarea tuturor oamenilor muncii din industrie şi prin toate metodele pe care le pune la dispoziţie economia socialistă.

Dar nu numai în Uniunea Sovietică s-au obţinut însemnate rezultate în această problemă, ci chiar în unele ţări de democraţie populară. Astfel în R.P. Ungară, la fabrica « Electromontaj » s-au realizat economii însemnate prin limitarea mersului în gol la agregate şi prin raţionalizarea sistemului de iluminat. De asemenea, s-au obţinut economii prin schimbarea repartiţiei muncitorilor pe schimburi.

Şi la noi în ţară, în industria petroliferă, la extracţia petrolului, prin studierea ştiinţifică a consumului specific a 55 de sonde în pompaj şi în urma măsurilor luate pe baza acestor studii, s-a realizat în trimestrul II 1954 o reducere de consum specific de energie electrică de 12,8%, iar în trimestrul III 1954 o reducere de încă 4,5%.

Aceste succese trebuie să fie un imbold pentru studierea şi urmărirea consumului specific de energie electrică în industria noastră.

ANALIZA CONSUMULUI SPECIFIC DE ENERGIE ELECTRICĂ

Pentru a putea stabili dacă într-o întreprindere utilizarea energiei electrice este judicioasă sau nu, nu ne putem baza pe indicarea mărimii absolute a consumului de energie electrică, întrucît acest consum depinde de volumul producţiei, de sortiment, de gradul de mecanizare şi electrificare a întreprinderii. Dacă ne-am baza pe această cifră absolută a consumului de energie electrică, în majoritatea cazurilor, am ajunge la concluzii greşite, şi de aceea în energetica sovietică s-a preconizat introducerea unui indice relativ, de consum specific de energie electrică, pe unitatea de produs.

Consumul specific de energie electrică este raportul între energia consumată pe o perioadă de timp şi producţia realizată în aceeaşi perioadă de timp.

$$w = \frac{W}{V} \tag{1}$$

Dacă se împarte acest raport la numitor şi la numărător cu t_c (perioada calendaristică aleasă), se obţine la numărător $\frac{W}{t_c} = P_{\text{med}}$ puterea medie orară, săptămînală, lunară etc., exprimată în kW, iar la numitor $\frac{V}{t_c} = A_{\text{med}}$, productivitatea medie orară, săptămînală, lunară etc. În cele ce urmează, s-a considerat consumul specific sub această formă.

Acest consum specific de energie electrică conţine doi termeni:

La numărător, consumul de energie sau puterea medie, şi aici singura atenţie trebuie îndreptată spre faptul că energia măsurată şi contată să fie consumată

exclusiv pentru cantitatea de produse realizată în aceeaşi perioadă de timp, ceea ce se poate realiza printr-o judicioasă conectare a contorilor electrici.

La numitor intră producţia realizată în intervalul de timp considerat sau productivitatea medie pe interval şi aici se pune problema unităţii în care se va exprima această producţie. Acolo unde va fi posibil, se va căuta ca să se exprime producţia în unităţi naturale, care să figureze în sistemul de evidenţă a producţiei în întreprindere (tone, metri, metri pătraţi etc.). În cazul cînd aceste unităţi, îndeosebi la producţia neomogenă, nu reprezintă raportul adevărat între consumul de energie electrică şi producţie, se vor introduce alte mărimi, ca: mii de bătăi în ţesătorie, kilo-număr în filatură, cantitate de material aşchiat în metalurgia prelucrătoare, valoare în mii de lei etc.

Articolul acesta s-a limitat la studiul în întreprinderile cu producţia omogenă sau aproape omogenă şi cu procese de producţie continue.

Consumul specific se poate studia:

a) pe toată întreprinderea în ansamblu;

b) pe secţii separate;

c) sau chiar pe agregate, sau pe grupuri de agregate de acelaşi tip.

Studiul pe agregate este din punct de vedere ştiinţific cel mai corect, pentru că elimină o serie de elemente accidentale şi în acelaşi timp dă posibilitatea unei analize profunde a procesului de producţie.

Din moment ce se trece la studiul organizat şi mai adînc al măsurilor pentru reducerea consumului specific de energie electrică, va fi neapărat necesar să se înceapă acest studiu cel puţin pentru agregatele cele mai principale din punct de vedere energetic.

Procedeele expuse în acest articol au fost aplicate pentru întreprinderi sau secţii. Totuşi metodele tratate mai jos, cu anumite modificări, pot fi aplicate şi la agregate, la procese cu funcţionare intermitentă, ciclică etc.

Raportul $w = \frac{P_{med}}{A_{med}}$ nu este însă o cifră constantă, ci variază în funcţie de mai mulţi parametri energetici, tehnologici şi organizatorici. Parametrul cel mai principal este productivitatea şi pe acesta îl vom lua în consideraţie în special în cele de urmează. Putem deci considera că $P_{med} = f(A_{med})$ şi $w = \varphi(A_{med})$, şi în consecinţă, atît puterea medie, cît şi consumul specific de energie electrică, pot fi reprezentate analitic prin ecuaţii numerice şi grafic prin curbe.

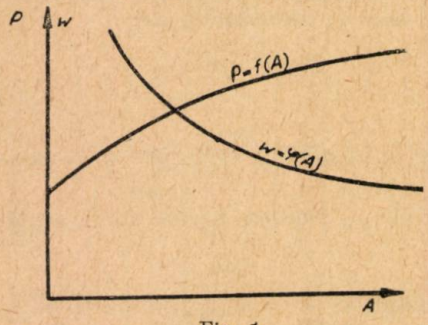


Fig. 1

Aceste două curbe $P_{med} = f(A_{med})$ şi $w = \varphi(A_{med})$ se numesc caracteristicile energetice ale procesului de producţie, respectiv (fig. 1) ale întreprinderii, secţiei sau agregatului.

Caracteristicile energetice ale agregatelor cu funcţionare continuă se exprimă în general prin dependenţa valorilor instantanee ale puterii şi productivităţii agregatului.

În mod practic, însă, aceste valori se raportează nu la momente elementare de timp, ci la perioade mai lungi: ore, zile etc., ca valori medii, făcînd aproximaţia că în intervalul respectiv producţia şi consumul sînt constante.

Aplicarea acestor considerente în condițiile specificate se bazează pe faptul că, la orice durată a perioadei lucrului util, se păstrează relațiile

$$\frac{\Delta W}{\Delta t} = P = \text{const. și } \frac{\Delta V}{\Delta t} = A = \text{const.} \tag{2}$$

unde ΔW este consumul în intervalul de timp Δt în care putem considera constante, atît productivitatea, cît și puterea cerută de agregat.

ΔV este volumul producției în același interval de timp considerat.

Rezultă deci că, în asemenea condiții, funcția $W = f(V)$ poate fi înlocuită prin dependența $P = f(A)$, fie chiar ca valori medii pe un interval de timp mai lung, dacă se admite aproximația arătată mai sus.

Se va examina acum cazul cînd apar întreruperi pentru forma cea mai simplă a ecuației caracteristicii energetice și anume pentru forma liniară,

$$P = P_g + \alpha \cdot A, \tag{3}$$

unde

P_g — este consumul de energie care nu depinde de productivitate,

α — coeficientul unghiular al dreptei care reprezintă creșterea consumului de energie pentru o creștere unitară a productivității.

Se începe analiza considerînd mai întîi regimul variabil de lucru însă fără întrerupere, adică timpul de funcționare notat cu t_f este egal cu timpul calendaristic al perioadei notat cu t_c.

În aceste condiții se poate scrie

$$W = P_g t_f + \alpha V. \tag{4}$$

În realitate însă, productivitatea agregatului variază continuu și deci numai pentru un interval de timp infinit mic putem considera valabilă ecuația

$$dW = Pdt = P_g + \alpha A dt, \tag{4'}$$

integrînd în limitele $O - t_f$, vom avea

$$W = \int_0^{t_f} Pdt = \int_0^{t_f} P_g dt + \int_0^{t_f} \alpha \, A dt, \tag{4''}$$

P_g și α fiind constante

$$W = \int_0^{t_f} Pdt = P_g t_f + \alpha \int_0^{t_f} A dt, \tag{4'''}$$

însă integrala a doua reprezintă chiar valoarea producției realizate în intervalul de timp considerat t_f, deci

$$W = P_g t_f + \alpha \cdot V. \tag{5}$$

Se împart ambii termeni cu valoarea timpului de funcționare

$$P_{\text{med}} = \frac{W}{t_f} = P_g + \alpha \frac{V}{t_f} = P_g + \alpha A_{\text{med}}, \tag{6}$$

unde

P_{med} — este puterea medie aplicată în intervalul respectiv t_f;

A_{med} — este productivitatea medie pe acel interval.

Rezultă că ecuaţia (6) nu se deosebeşte prin parametrii săi de aceeaşi ecuaţie în valori instantanee, deci, în condiţiile arătate, adică la funcţionare cu încărcare variabilă şi numai la caracteristica liniară, caracteristicile în valori medii pot fi folosite ca bază a normării.

În cazul cînd agregatul are întrerupere în funcţionare, atunci $t < t_c$ şi

$$W = P_g t_f + \alpha A_{\text{med}} t_f, \tag{7}$$

sau dacă se raportează la perioada totală calendaristică (t_c) se ajunge la concluzia că

$$P_{\text{med}} = \frac{W}{t_c} = K_e P_g + \alpha A'_{\text{med}}, \tag{8}$$

unde indicele de funcţionare extensivă $K_e = \frac{t_f}{t_c}$ reprezintă durata relativă a lucrului (a funcţionării) în raport cu timpul calendaristic al perioadei considerate t_c şi deci $(1-K_e)$ este durata relativă a întreruperilor.

A'_{med} este producţia medie realizată în întreg intervalul de timp (productivitatea medie a intervalului calendaristic).

Ecuaţiile obţinute diferă de cele iniţiale, pentru că pe de o parte puterea constantă scade în funcţie de durata opririlor, pe de altă parte, prin faptul că productivitatea se stabileşte ca medie nu numai pentru intervalul de funcţionare, ci, pentru întreg intervalul calendaristic.

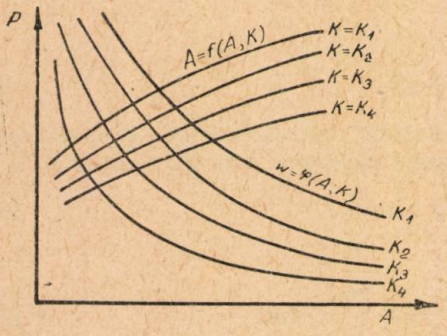


Fig. 2

În realitate putem scrie

$$A'_{\text{med}} = K_e A_{\text{med}}, \tag{9}$$

unde A_{med} este producţia raportată la timpul de funcţionare.

Ecuaţiile capătă forma

$$P_{\text{med}} = K_e P_g + K_e \alpha A_{\text{med}}. \tag{10}$$

Deci pentru a putea considera intervale de timp calendaristic egale însă cu timpi de funcţionare diferiţi, trebuie să corectăm valorile obţinute cu coeficientul K_e a cărui definiţie s-a dat mai sus, lucru care a fost aplicat în prezentul articol. De remarcat că dacă acest fapt nu se realizează exact, atunci pot apărea erori grave în calcul. Astfel, de exemplu, s-a constatat la o moară de ciment că, dacă nu se consideră indicele de utilizare extensivă, caracteristica rezultă urcătoare, cu panta $\alpha = 2{,}8$ şi dacă se aplică corecţia, panta se schimbă, devenind negativă, $\alpha = -1{,}2$ aşa cum era şi normal.

În cazul cînd, pe lîngă variaţia productivităţii, mai intervin o serie de alţi parametrii care influenţează în mod sensibil consumul total şi specific de energie electrică (şi acesta este cazul general), se stăudiază care dintre factori au cea mai mare pondere şi se trasează o familie de curbe $P = f(A, K)$ şi $W = \varphi(A, K)$ avînd ca a treia variabilă factorul considerat. Se pot considera mai mulţi parametri, însă în acest caz aplicabilitatea practică devine dificilă (fig. 2).

De exemplu, la un cuptor de carbid, consumul de energie electrică este condiţionat, în mare, de următorii factori: umiditatea şi calitatea materiei prime, tempe-

ratura mediului înconjurător etc., însă aceşti factori nu pot fi luaţi individual în considerare, şi de aceea se ajunge la soluţia de a se aplica un coeficient global, care să ţină seama pe cît posibil de toţi aceşti factori.

METODELE DE ANALIZĂ A CONSUMULUI SPECIFIC DE ENERGIE ELECTRICĂ

Analiza consumului specific de energie electrică se poate face pe mai multe căi, şi metoda aleasă va depinde de specificul şi de posibilităţile practice ale întreprinderii respective.

Aceste metode se pot clasifica în:

1. Procedeul statistic.
2. Metoda de calcul.
3. Metoda experimentală.
4. Metoda combinată.

1. *Procedeul statistic.* Constă în culegerea datelor statistice existente, din evidenţa fabricii pentru ani, luni sau chiar zile şi pentru o perioadă mai lungă de timp din trecut, apoi cu acestea, se calculează media aritmetică pe întreaga perioadă, sau se trasează chiar caracteristici energetice. În primul caz, media aritmetică reprezentînd o singură cifră, nu se ia de loc în consideraţie variabilitatea consumului total şi specific de energie electrică, cu productivitatea, şi în al doilea caz, deşi reprezintă un indiciu mai apropiat de realitate, are totuşi o serie de deficienţe şi anume:

a) Cifrele primare înregistrate conţin în ele toate erorile accidentale şi ulterior neconstatabile;

b) Nu ţine seamă de dinamica dezvoltării mecanizării şi automatizării procesului tehnologic, ceea ce pe o perioadă mai lungă de timp poate falsifica complet rezultatele;

c) Chiar dacă datele sînt relativ exacte şi nu avem schimbări esenţiale în procesul tehnologic, rezultatul este numai o fotografie fidelă a procesului de producţie cu toate defectele lui şi nu permite o analiză din care să rezulte posibilităţile de reducere a consumurilor de energie. Această metodă se utilizează ca un prim pas în studierea consumurilor specifice.

2. *Metoda de calcul.* Constă în evaluarea analitică a consumurilor necesare şi a pierderilor care efectuează procesul de producţie prin formule matematice şi deducerea caracteristicilor energetice pe această cale. Metoda aceasta are avantajul că este legată de o analiză adîncă a procesului tehnologic şi poate indica cifrele minimale, deci optime, spre care trebuie să tindă consumul specific de energie electrică.

În unele cazuri însă, sub forma aceasta izolată, metoda de calcul nu este aplicabilă, datorită complexităţii procesului tehnologic.

3. *Metoda experimentală.* În această metodă se pun în funcţionare normală agregatele respective, care se dotează cu toată aparatura de control de care este nevoie, şi procesul tehnologic se urmăreşte timp îndelungat pentru diverse valori ale parametrilor de producţie consideraţi, în limitele lor de variaţie.

Aceasta este o metodă recomandabilă, pentru că ţine seama de toate condiţiile reale de funcţionare şi dă posibilitatea unei analize adînci a procesului tehnologic. Ea scoate la iveală toate deficienţele tehnologice ce trebuie înlăturate pentru reducerea consumului specific de energie electrică. Are însă dezavantajul că cere o aparatură corespunzătoare şi o tehnicitate avansată. Ea poate fi aplicată şi la procese tehnologice mai complexe, inaccesibile metodei analitice.

Totuşi, sînt unele cazuri, în care aplicarea acestei metode cerînd o aparatură complicată, devine neutilizabilă şi deci se recurge la combinarea ei cu celelalte metode.

4. *Metoda combinată.* Are la bază atît calculul analitic, cît şi datele experimentale culese în scopul de a corecta şi de a orienta mai just rezultatele calculelor analitice. Este metoda care se utilizează des în practica normării consumului specific, îndeosebi puterea de mers în gol, în cele mai multe cazuri, se determină experimental, pentru că, nici rezultatele deduse din date statistice, nici cele din calcule analitice nu corespund realităţii.

Metoda care s-a utilizat în acest articol este o combinaţie între metoda experimentală şi cea statistică. S-a făcut acest lucru în vederea necesităţii de a crea un instrument simplu şi practic, accesibil întreprinderilor, pe baza căruia să se poată trece la organizarea evidenţei şi la analiza consumului specific de energie electrică în timpul cel mai scurt.

CONSIDERAŢII TEORETICE

Din măsurători se obţin date asupra consumului de energie, asupra producţiei realizate, asupra timpului de funcţionare etc., în intervalul considerat. Acestea pot fi trecute în diagrame cu abscisa A şi ordonata P şi dau o familie de puncte mai mult sau mai puţin dispersate în cîmpul diagramei (fig. 3).

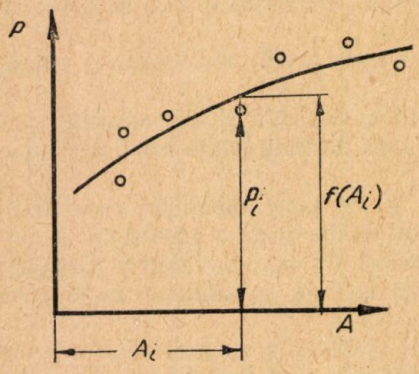


Fig. 3

Caracteristicile energetice nu vor trece prin toate punctele, ci printre ele. Dispersarea punctelor se datoreşte fie faptului că agregatele au timpi de funcţionare diferiţi, fie faptului că există şi alţi parametri de variaţie, care nu se pot stabili uşor, în sfîrşit, faptului că intervin erori accidentale, care nu pot fi prinse integral în analiză. De aceea, se caută o metodă matematică, cu ajutorul căreia să se poată trasa curbele caracteristice energetice în aşa fel, încît să se încadreze în modul cel mai bun posibil în legea de variaţie a familiei de puncte.

Pentru aceasta există mai multe procedee, mai exacte sau mai aproximative, după gradul de precizie cu care se lucrează. Cele mai simple metode au la bază calculul grafic al suprafeţelor conturate de familia de puncte şi trasarea caracteristicilor pe baza divizării acestor suprafeţe, urmărind cu ochiul liber legea de variaţie a familiei de puncte. Nu ne vom ocupa de acestea, căci sînt aproximative şi nu dau rezultate exacte. Se vor trasa însă caracteristicile prin calcule analitico-statistice şi anume, prin aplicarea criteriului pătratelor minime, care s-a dovedit eficace în asemenea condiţii.

Dacă se consideră punctele din figura 3, atunci criteriul pătratelor minime sau mai precis criteriul minimului sumei pătratelor abaterilor fiecărui punct de la curbă, se poate exprima în felul următor

$$Q = \sum_{i=1}^{m} [P_i - f(A_i)]^2 = \text{minim}, \qquad (11)$$

unde

Q — este valoarea sumei pătratelor,

$f(A_i)$ — este valoarea funcției în punctul i,

m — este numărul punctelor asupra cărora se extinde suma.

Pentru aplicarea metodei, se admite de la început forma funcției $f(A)$, cu care se va aproxima familia de puncte, și pentru o asemenea funcție, se vor deduce ecuațiile curbelor caracteristice.

În general, funcțiile cele mai des întîlnite în acest domeniu, au formele:

$$\begin{aligned} &a)\ f(A) = C_0 + C_1 A + C_2 A^2 + \ldots + C_n A^n\ , \\ &b)\ f(A) = C_0 + C_1 A^n, \\ &c)\ f(A) = C_1 A^n, \end{aligned} \tag{12}$$

de aceea se va porni separat de la aceste trei tipuri de funcțiuni.

Considerînd pentru început că funcția caracteristică are forma unui polinom de ordinul n sub forma (12) a) și înlocuind în relația (11) se obține

$$Q = \sum_{i=1}^{m} [P_i - C_0 - C_1 A_i \ldots - C_n A_1^n]^2\ . \tag{13}$$

Condiția ca suma aceasta să fie minimă este ca derivatele parțiale ale ei în raport cu $(C_0, C_i, \ldots C_n)$ să fie nule.

Derivînd relația (13) obținem

$$\begin{aligned} -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_0} &= \sum_{i=1}^{m} (P_i - C_0 - C_1 A_i \ldots - C_n A_i^n), \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_1} &= \sum_{i=1}^{m} A_1 (P_i - C_0 - C_1 A_i \ldots - C_n A_i^n), \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_n} &= \sum_{i=1}^{m} A_i^n\ (P_i - C_0 - C_1 A_i \ldots - C_n A_i^n), \end{aligned} \tag{13'}$$

și transformînd sumele

$$\begin{aligned} -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_0} &= \sum_{i=1}^{m} P_i - C_0 m - C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i \ldots - C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^n\ , \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_2} &= \sum_{i=1}^{m} A_i P_i - C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i - C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 \ldots - C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^n\ , \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_n} &= \sum_{i=1}^{m} A_i^n P_i - C_0 \sum_{i=1}^{m} A^n - C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^{n+1} \ldots - C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^{2n}\ . \end{aligned} \tag{13''}$$

Aplicînd condiția minimului care se poate exprima sub forma

$$\frac{\partial Q}{\partial C_0} = \frac{\partial Q}{\partial C_1} = \frac{\partial Q}{\partial C_2} = \ldots = \frac{\partial Q}{\partial C_n} = 0, \tag{14}$$

urmează că

$$m C_0 + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 + \ldots + C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^n = \sum_{i=1}^{m} P_i ,$$

$$C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i + C_i \sum_{i=1}^{m} A_i^2 + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^3 + \ldots + C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^{n+1} = \sum_{i=1}^{m} A_i P_i , \qquad (15)$$

$$C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i^n + C_i \sum_{i=1}^{m} A_i^{n+1} + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^{n+2} \ldots + C_n \sum_{i=1}^{m} A_i^{2n} = \sum_{i=1}^{m} A_i^n P_i .$$

Acest sistem de ecuaţii, în analiza statistică, poartă numele de ecuaţii normale.

Se vede că în cazul ipotezei de mai sus, prin familia de puncte considerate se pot trasa n curbe după gradul polinomului cu care se lucrează. În general însă, ne oprim la aproximaţia cu un polinom de gradul întîi ($n=1$) pentru că marea majoritate a caracteristicilor energetice în forma $P = f(A)$ sînt drepte, în special în porţiunea utilă a productivităţii. În unele cazuri, se merge mai departe, făcînd aproximaţie de ordin superior. Trebuie arătat că, odată cu creşterea gradului polinomului, calculele se complică şi devin tot mai laborioase. Ecuaţiile nu primesc numai termeni noi, dar îşi modifică şi ceilalţi coeficienţi.

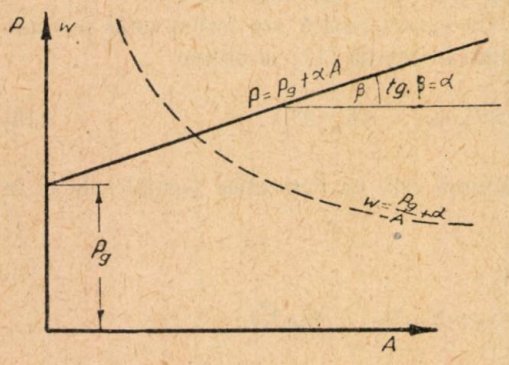


Fig. 4

În cazul cînd considerăm $n = 1$, ecuaţiile normale devin

$$m C_0 + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i = \sum_{i=1}^{m} P_i ,$$

$$C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 = \sum_{i=1}^{m} A_i P_i , \qquad (15')$$

şi din rezolvarea lor se obţin coeficienţii C_0 şi C_1, care înlocuiţi în forma iniţială a funcţiei $f(A)$, dau forma redusă (fig. 4)

$$P = f(A) = C_0 + C_1 A. \qquad (16)$$

Aici C_0 are semnificaţia consumului de energie, care nu depinde de productivitate, (P_g) iar C_1 are semnificaţia creşterii consumului pentru o creştere unitară a productivităţii (α) sau panta dreptei.

Cu aceste notaţii, ecuaţiile caracteristicilor energetice capătă forma

$$P = P_g + \alpha A , \qquad (16')$$

$$w = \frac{P}{A} = \frac{P_g}{A} + \alpha . \qquad (16)$$

Dacă se vor considera aproximațiile de gradul al doilea ($n = 2$), se vor obține trei ecuații normale de forma

$$\begin{aligned} m\,C_0 + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 &= \sum_{i=1}^{m} P_i\,, \\ C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^3 &= \sum_{i=1}^{m} A_i\,P_i\,, \\ C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i^2 + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^3 + C_2 \sum_{i=1}^{m} A_i^4 &= \sum_{i=1}^{m} A_i^2 P_i\,, \end{aligned} \tag{15''}$$

și deci ecuațiile caracteristicilor energetice vor fi

$$P = f(A) = C_0 + C_1 A + C_2 A^2\,,$$
$$W = \frac{P}{A} = \frac{C_0}{A} + C_1 + C_2 A\,. \tag{17}$$

Coeficientul C_0 are aceeași semnificație ca și mai sus, de semnul celorlalți coeficienți depinde alura curbei. Astfel, dacă C_1 este pozitiv, curba are o alură crescătoare și aceasta este cazul cel mai des întîlnit în practică. Dacă totuși C_1 este negativ, atunci curba este descrescătoare. Coeficientul C_2 face curba să aibă concavitatea îndreptată către ordonatele pozitive sau negative (fig. 5, curbele 2 și 3).

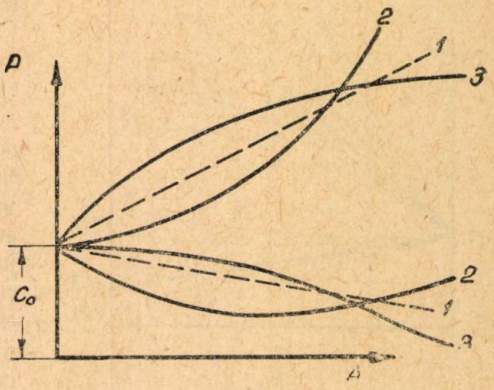


Fig. 5

Considerînd ipoteza (12, *b*) care în unele cazuri este mult mai apropiată de realitate, se va obține pentru relația (11) forma

$$Q = \sum_{i=1}^{m} (P_i - C_0 - C_1 A^n)^2 = \text{minime}\,. \tag{11'}$$

Aplicînd apoi condiția (14), se obține

$$\begin{aligned} -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_0} &= \sum_{i=1}^{m} (P_i - C_0 - C_1 A_i^n) = 0\,, \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_1} &= \sum_{i=1}^{m} A_i^n (P_i - C_0 - C_1 A_i^n) = 0, \end{aligned} \tag{18}$$

sau transformînd

$$\begin{aligned} -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_0} &= \sum_{i=1}^{m} P_i - C_0\,m - C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^n = 0, \\ -\frac{1}{2}\frac{\partial Q}{\partial C_1} &= \sum_{i=1}^{m} A_i^n P_i - C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i^n - C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^{2n} = 0 \end{aligned} \tag{18'}$$

Ecuaţiile normale se reduc în acest caz la două:

$$C_0 m + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^n = \sum_{i=1}^{m} P_i ,$$

$$C_0 \sum_{i=1}^{m} A_i^n + C_1 \sum_{i=1}^{m} A_i^{2n} = \sum_{i=1}^{m} A_i^n P_i . \qquad (19)$$

În acest caz situaţia devine mai dificilă, în sensul că avem numai două ecuaţii normale, din care putem deduce coeficienţii C_0 şi C_1, însă nu cunoaştem pe n şi acesta trebuie aflat pentru fiecare caz în parte, prin încercări, prin metode empirice.

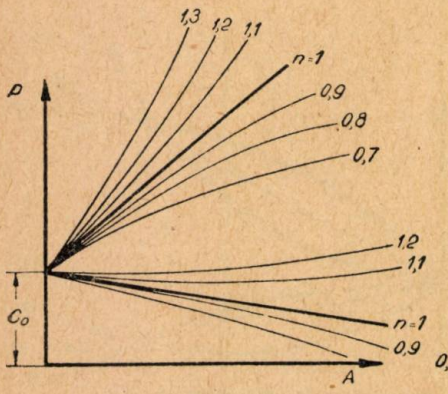


Fig. 6

Coeficienţii C_0 şi C_1 au aceeaşi semnificaţie pe care au avut-o şi la celelalte exemple.

Dacă se dă lui n valoarea 1, se obţin aceleaşi ecuaţii deduse pentru $n = 1$, din ipoteza precedentă. Dacă se dau lui n valori pozitive subunitare, se obţin (fig. 6) curbe descrescătoare cu concavitatea în jos şi dacă, invers se dau valori pozitive supraunitare, curbele îşi schimbă concavitatea.

În cazul acesta, forma caracteristicilor energetice devine

$$P = C_0 + C_1 A^n , \qquad (20)$$

$$w = \frac{C_0}{A} + C_1 A^{n-1} .$$

Dacă, în sfîrşit, se vor întîlni în practică, cazuri la care consumul constant P_g este neglijabil sau zero sau, mai precis, agregate fără consum de mers în gol, se va putea face şi ipoteza mai simplificată (12), *c*).

Se va obţine pentru expresia (11) forma

$$Q = \sum_{i=1}^{m} (P_i - C_1 A^n)^2 = \text{minim} \qquad (11'')$$

prin derivare şi egalare cu zero.

$$C_1 \cdot \sum_{i=1}^{m} A^{2n} = \sum_{i=1}^{m} A_1^n P_i \qquad (21)$$

Deci caracteristicile energetice au forma

$$P = C_1 A^n , \qquad (22)$$

$$W = \frac{P}{A} = C_1 A^{n-1} .$$

Coeficientul C_1 reprezintă panta dreptei ce se obține pentru $n = 1$, și care trece prin origine și pentru el este valabilă aceeași discuție ca și la paragraful precedent.

Pentru a judeca curba care se adaptează cel mai bine familiei de puncte, se pot considera mai multe tipuri de curbe și în acest caz se va alege tipul de curbe cu abaterile cele mai mici.

Abaterile se calculează numeric din formula (11) astfel

Abaterea absolută va fi

$$q = \sqrt{\frac{Q_{\min.}}{m}}. \tag{23}$$

Eroarea relativă procentuală va fi deci

$$\varepsilon\ \% = \frac{q}{P_n}\ .\ 100. \tag{24}$$

$$P_m = \frac{\sum_{i=1}^{m} P_i}{m}. \tag{24'}$$

În general, caracteristicile energetice practice ale agregatelor cu funcționare continuă în regim constant, se pot clasifica în următoarele grupe (fig. 7).

— Caracteristica $P = f(A)$ liniară (fig. 7*a*), se aplică majorității agregatelor industriale și se calculează cu valoarea $n = 1$, din prima și a doua ipoteză. Ecuațiile caracteristicilor energetice au astfel forma (16) și (20).

— Caracteristica de forma din figura 7*b*, se întîlnește mai rar și anume: la ventilatoare centrifuge, la unele mașini textile, la unele cuptoare industriale etc. Ecuațiile caracteristicilor energetice, pot fi de forma

$$\left.\begin{aligned} P &= C_0 + C_1 A + C_2 A^2, \\ W &= \frac{P}{A} = \frac{C_0}{A} + C_1 + C_2 A, \end{aligned}\right\} \quad C_2 > 0, \tag{25}$$

sau

$$\begin{aligned} P &= C_0 + C_1 A^n, \\ W &= \frac{P}{A} = \frac{C_0}{A} + C_1 A^{n-1} \qquad n > 1. \end{aligned}$$

— Caracteristica de forma din figura 7 *c* se întîlnește la: pompe centrifuge carde, unele cuptoare industriale etc. Ecuațiile caracteristicii energetice au aceeaș formă (25) pentru $C_2 < 0$ și pentru $1 > n > 0$.

— În sfîrșit, caracteristica de forma din figura 7*d* se aplică foarte rar în industrie și anume la unele tipuri de mori cu bile. Ecuațiile cu aceeași formă, însă coeficientul C_1 este negativ.

Trebuie menționat că, caracteristica energetică se apropie mult de o dreaptă; se admite în general variația liniară, pentru că este mult mai ușor de mînuit practic (fig. 8). Eroarea devine mai accentuată în special în zona neproductivă a agregatului, sub minimul tehnic de productivitate și peste productivitatea maximă, rămînînd ca în limitele de variație practică a productivității să capete valori destul de mici, care, nu ar denatura calculul.

De altfel, din calculele expuse pot de multe ori să rezulte valori nereale pentru mersul în gol şi pentru productivităţile de sub minimul tehnic, chiar negative. Însă specificăm că menţinem aceste valori numai pentru calcul, şi rezultatele obţi-

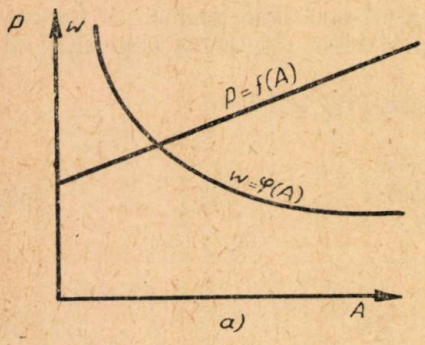


Fig. 7a

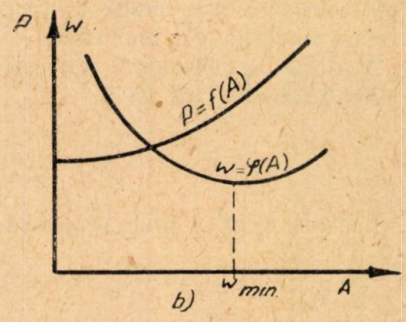


Fig. 7b

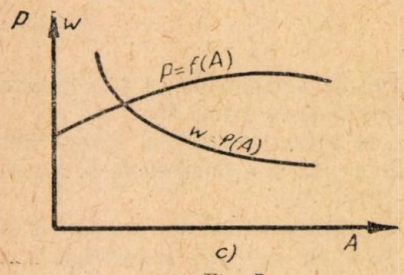


Fig. 7c

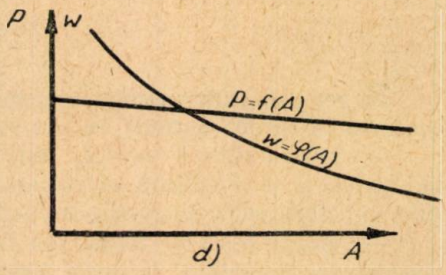


Fig. 7d

nute nu sînt valabile, decît în limitele de variaţie ale productivităţii pe baza cărora s-a calculat curba.

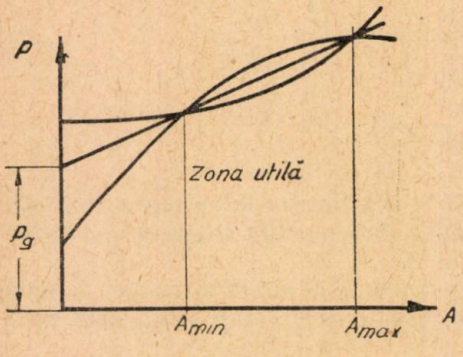


Fig. 8

Dacă s-au trasat caracteristicile energetice pentru două sau mai multe unităţi în forma absolută care s-a utilizat pînă acum, nu ne putem da seama dacă aceste unităţi fac sau nu parte din aceeaşi categorie energetică, sau dacă între ele există vreo asemănare din punct de vedere energetic, şi aceasta pentru că întreprinderile care au acelaşi consum specific la productivitatea nominală (proiectată), pot avea caracteristici energetice diferite şi invers.

Rezolvarea acestei probleme se poate face foarte simplu dacă se caută să se exprime ecuaţiile caracteristicilor energetice în mărimi relative.

S-a luat ca unitate de raportare producţia planificată în intervalul respectiv sau productivitatea medie planificată pe intervalul respectiv A_p, şi odată cu aceasta, consumul de energie planificat sau puterea medie planificată P_p, şi consumul specific de energie planificat w_p.

Se notează valorile relative astfel

$$A^* = \frac{A}{A_p}, \qquad w^* = \frac{W}{W_p}. \qquad (26)$$

$$P^* = \frac{P}{P_p}.$$

Înlocuind în ecuațiile caracteristicilor (de exemplu în cele liniare)

$$P^* = \frac{P}{P_p} = \frac{P_g}{P_p} + \frac{\alpha A}{P_p}, \qquad (27)$$

și dacă se notează

$$\frac{P_g}{P_p} = P_g^*,$$

și se transformă

$$\frac{\alpha A}{P_p} = \frac{\alpha A}{\alpha A_p + P_g} = \frac{\alpha}{\alpha + \frac{P_g}{A_p}} \cdot \frac{A}{A_p} = \alpha^* A^*,$$

unde (28)

$$\alpha^* = \frac{\alpha}{\alpha + \frac{P_g}{P_p}} = \frac{\alpha A_p}{P_p},$$

astfel ecuațiile caracteristice capătă forma

$$P^* = P_g^* + \alpha^* A^*,$$

$$W^* = \frac{P^*}{A^*} + \alpha^*. \qquad (29)$$

Cunoscînd valorile absolute, se pot deduce cu expresiile de mai sus, valorile relative și deci ecuațiile caracteristicilor în valori relative.

Acest calcul a fost aplicat în sectorul carbonifer și a dat rezultate mulțumitoare.

Metoda de calcul expusă mai sus dă posibilitatea de a clasifica întreprinderile, secțiile sau agregatele care lucrează în condiții asemănătoare și, deci, de a generaliza studiile la o unitate productivă și pentru alte unități, ceea ce economisește mult timp și cadre.

PROCEDURA PRACTICĂ

Pentru a se trece la normarea consumului specific de energie electrică în întreprinderile industriale trebuie îndeplinite următoarele condiții:

a) Întocmirea fluxului energetic (schema electrică monofilară) și a fluxului tehnologic, care să arate toate căile de alimentare cu energie electrică a diverselor agregate, secții etc.

b) Pe baza acestor scheme se face o reorganizare eventuală a evidenței consumului de energie electrică, pentru a cuprinde consumurile de energie pe unitățile tehnologice studiate.

c) Se va stabili perioada de timp în care se vor înregistra valorile consumului de energie electrică ale producţiei şi ale numărului de ore de utilizare.

La stabilirea perioadei se ţine seama în primul rînd de stocurile intermediare, de producţia nefinită şi de caracterul ciclic al procesului de producţie.

d) Măsurarea datelor orare, zilnice, săptămînale etc., pentru întocmirea caracteristicilor energetice.

Avînd în vedere că aceasta este o fotografie a procesului de producţie cu toate deficienţele lui, momentane şi de durată, este recomandabil ca înainte de a măsura datele să se facă o verificare şi o punere la punct a agregatelor principale.

Pentru uşurarea însuşirii acestor metode, se dă jos un exemplu de calcul.

În mod practic se pot exprima punctele, fie în valori medii (P_{med} A_{med}) fie în valori totale pe intervalul de timp considerat; în exemplul de mai jos se va lucra cu valorile consumului de energie zilnic (kWh/zi) şi producţia realizată zilnic (t/zi).

Datele rezultate practic au fost culese pe o perioadă de 120 zile. Din acestea, prin efectuarea mediilor aritmetice în intervale (ΔA) suficient de mici şi prin corectarea cu indicele relativ de utilizare extensivă Ke, s-au obţinut datele trecute în tabloul nr. 1. Trebuie făcută observaţia că, dacă unul sau mai multe puncte se abat mult de la legea de variaţie a celorlalte, acestea se elimină din calcul, cercetîndu-se cauzele concrete care au dus la abaterea lor.

În tabloul nr. 1, am făcut de asemenea calculul sumelor necesare aproximaţiei liniare, obţinîndu-se rezultatele

$$m = 33 \text{ puncte}$$
$$\sum A_i = 2\,056{,}0 \text{ tone}$$
$$\sum P_i = 7\,999 \text{ kWh}$$
$$\sum A_i^2 = 129\,526{,}0$$
$$\sum A_i P_i = 502\,355$$

care introduse în ecuaţiile caracteristicilor energetice sub forma liniară (16), dau

$$33 P_g + 2\,056\,\alpha = 7\,999$$
$$2\,056 P_g + 129\,526\,\alpha = 502\,351.$$

Rezolvarea lor conduce la

$$\alpha = 2{,}79 \text{ kWh/t},$$
$$P_g = 68{,}56 \text{ kWh/zi}.$$

Ecuaţiile caracteristicilor energetice în această ipoteză au forma numerică

$$P = 68{,}56 + 2{,}79\ A \text{ kWh},$$
$$W = \frac{68{,}56}{A} + 2{,}79 \text{ kWh/t}.$$

S-a trecut apoi la aproximaţia de gradul II; în tabloul nr. 2 s-a continuat calculul sumelor pentru această ipoteză şi am obţinut rezultatele

$$\sum A^3 = 8\,245\,483,$$
$$\sum A^4 = 529\,969\,124,$$
$$\sum A^2 P = 31\,881\,713.$$

Înlocuind în relațiile (15″) obținem

$$33\,C_0 + 2\,056\,C_1 + 129\,526\,C_2 = 7\,999,$$
$$2\,056\,C_0 + 129\,526\,C_1 + 8\,245\,483\,C_2 = 502\,355,$$
$$129\,526\,C_0 + 8\,245\,483\,C_1 + 529\,969\,124\,C_2 = 31\,881\,713.$$

Ecuațiile de mai sus dau pentru C_0, C_1, C_2 valorile

$$C_0 = -261{,}83,$$
$$C_1 = 13{,}7,$$
$$C_2 = -0{,}089,$$

și deci ecuațiile caracteristicilor vor fi de forma:

$$P = -261{,}83 + 13{,}7\,A - 0{,}089\,A^2,$$
$$w = -\frac{261{,}83}{A} + 13{,}7 - 0{,}089\,A.$$

Intrucît se consideră un agregat care nu are mers în gol (cuptor cu arc) s-a făcut acum ipoteza curbelor de forma (22) și pentru a deduce pe n — s-au făcut încercări repetate — și s-a găsit $n = 0{,}875$ ca valoare optimă.

Cunoscînd acestea s-au putut calcula sumele respective în tabloul nr. 3 și am obținut rezultatele

$$\sum A^{2n} = 47\,861{,}4,$$
$$\sum A^n . P = 305\,460{,}5,$$

care dau ecuația

$$47\,861{,}4\;C_1 = 305\,460{,}5,$$

de unde coeficientul C_1 rezultă

$$C_1 = 6{,}38.$$

Deci caracteristicile energetice în această ultimă ipoteză au forma

$$P = 6{,}38\;A^{0{,}875},$$
$$w = 6{,}38\;A^{-0{,}125}$$

Aceste trei rezultate practice s-au trecut în diagrama din figura 9 și pe baza ei s-a făcut calculul abaterilor și s-a ales curba cu abaterile cele mai mici. Pentru aceasta, s-a întocmit tabloul nr. 4 în care s-au calculat abaterile pentru cele 3, variante și s-a obținut

$$Q_{\mathrm{I}} = 1\,612,\; Q_{\mathrm{II}} = 1\,244,\; Q_{\mathrm{III}} = 2\,189,$$

de unde abaterile medii relative procentual sînt

$$\varepsilon_{\mathrm{I}} = 2{,}94\%,$$
$$\varepsilon_{\mathrm{II}} = 2{,}54\%,$$
$$\varepsilon_{\mathrm{III}} = 3{,}36\%.$$

Pe baza acestor valori s-au putut alege caracteristicile energetice cu abaterile cele mai mici și anume aproximația de gradul doi.

În diagrama din figura 10 s-au trecut aceste caracteristici alese pe baza abaterilor cele mai mici și anume aproximația de gradul doi.

Tabloul nr. 1

Nr. crt.	A t/zi	P kwh/zi	A^2	AP	Consum specific
1	49,0	206	2 401,0	10 094	4,20
2	51,1	202	2 611,2	10 322	3,95
3	51,5	202	2 652,2	10 403	3,92
4	52,1	222	2 714,4	11 566	4,26
5	53,1	210	2 819,6	11 151	3,95
6	54,2	214	2 937,6	11 598	3,94
7	55,8	220	3 113,6	12 276	3,94
8	56,7	218	3 214,8	12 360	3,84
9	58,2	239	3 387,2	13 909	4,10
10	58,8	247	3 457,4	14 523	4,20
11	59,4	231	3 528,3	13 721	3,88
12	60,1	237	3 612,0	14 243	3,94
13	60,4	238	3 648,1	14 375	3,94
14	61,2	238	3 745,4	14 565	3,88
15	61,8	254	3 819,2	15 697	4,11
16	62,2	248	3 868,8	15 425	3,98
17	62,7	246	3 931,2	15 424	3,92
18	63,6	247	4 044,9	15 709	3,88
19	64,0	247	4 096,0	15 808	3,85
20	64,8	258	4 199,0	16 718	3,98
21	65,8	257	4 329,6	16 910	3,90
22	66,0	263	4 356,0	17 358	3,97
23	66,6	252	4 435,5	16 783	3,78
24	67,1	261	4 502,4	17 513	3,88
25	67,4	250	4 542,7	16 850	3,70
26	68,3	269	4 664,8	18 372	3,93
27	68,8	260	4 733,4	17 888	3,77
28	69,3	260	4 802,4	18 018	3,75
29	69,5	263	4.830,2	18 278	3,79
30	70,1	259	4 914,0	18 155	3,69
31	70,6	257	4 894,3	18 144	3,64
32	72,8	265	5 299,8	19 292	3,64
33	73,0	259	5 329,0	18 907	3,54
	2 056,0	7 999	129 526,0	502 355	

Tabloul nr. 2

Nr. crt.	A^3	A^4	$A^3 \cdot P$
1	117 649	5 764801	494 606
2	133 433	6 818 365	527 462
3	136 591	7 034 165	535 744
4	141 421	7 367 967	602 597
5	149 721	7 950 144	592 116
6	159 220	8 629 494	628 646
7	173 741	9 694 505	684 992
8	182 284	10 334 939	700 826
9	197 137	11 473 124	809 541
10	203 297	11 953 615	853 978
11	209 585	12 448 901	815 037
12	217 082	13 046 544	856 044
13	220 349	13 308 634	868 248
14	229 221	14 028 021	891 405
15	236 029	14 586 289	970 077
16	240 642	14 967 613	959 462
17	246 492	15 454 333	967 075
18	257.259	16 361 216	999 090
19	262 144	16 777 216	1 011 712
20	272 098	17 631 601	1 083 342
21	284 890	18 645 436	1 112 707
22	287 496	18 974 736	1 145 628
23	295 408	19 673 660	1 117 746
24	302 112	20 271 606	1 175 126
25	306 182	20 636 123	1 135 675
26	318 612	21 760 359	1 254 831
27	325 661	22 405 076	1 230 684
28	332 812	23 063 046	1 248 624
29	335 702	23 330 832	1 270 343
30	344 472	24 147 396	1 272 726
31	351 896	24 843 246	1 380 965
32	385 828	28 087 880	1 404 447
33	389 017	28 398 241	1 380 211
	8 245 483	529 969 124	31 881 713

Tabloul nr. 3

Nr. crt.	A	P	A^{2^n}	AP
1	30,7	206	942,5	6 324,2
2	31,8	202	1 011,2	6 423,6
3	32,1	202	1 030,4	6 484,2
4	32,4	212,2	1 049,8	7 192,8
5	33,0	210	1 089,0	6 930,0
6	33,6	214	1 129,0	7 190,4
7	34,4	220	1 183 4	7 568,0
8	34,9	218	1 218,0	7 608,2
9	35,7	239	1 274,5	8 532,3
10	36,0	247	1 296,0	8 892,0
11	36,4	231	1 325,0	8 408,4
12	36,8	237	1 354,2	8 721,6
13	36,9	238	1 361,6	8 782,2
14	37,4	238	1 398,8	8 901,2
15	37,7	254	1 421,3	9 575,8
16	37,9	248	1 436,4	9 399,2
17	38,2	246	1 459,2	9 397,2
18	38,6	247	1 490,0	9 534,2
19	38,9	247	1 513,2	9 608,3
20	39,3	258	1 544,5	10 139,4
21	39,8	257	1 584,0	10 228,6
22	39,9	263	1 592,0	10 493,7
23	40,2	252	1 616,0	10 130,4
24	40,5	261	1 640,3	10 570,5
25	40,7	250	1 656,5	10 175,0
26	41,1	269	1 689,2	11 055,9
27	41,4	260	1 713,9	10 764,0
28	41,6	260	1 730,6	10 816,0
29	41,7	263	1 738,9	10 967,1
30	42,0	259	1 764,0	10 878,0
31	42,6	257	1 814,8	10 948,2
32	43,5	265	1 892,3	11 527,5
33	43,6	259	1 900,9	11 292,4
			47 861,4	205 460,5

Tabloul nr. 4

Nr. crt.	P apr. I	ΔP	ΔP^2	P aprox. II	ΔP	ΔP^2	P apr. A^n	ΔP	ΔP
1	205	1	1	195,78	10	100	196	10	100
2	211	9	81	205,84	4	16	203	1	1
3	212	10	100	207,67	6	36	205	3	9
4	214	8	64	210,36	12	144	207	15	225
5	217	7	49	214,70	5	25	211	1	1
6	220	6	36	219,26	5	25	214	—	—
7	224	4	16	225,52	6	36	219	1	1
8	226	8	64	228,84	11	121	223	5	25
9	231	8	64	235,42	4	16	228	11	121
10	233	14	196	236,02	11	121	230	17	289
11	234	3	9	237,93	7	49	232	1	1
12	236	1	1	240,07	3	9	235	2	4
13	237	1	1	240,97	3	9	235	3	9
14	239	1	1	243,27	5	25	239	1	1
15	241	13	169	244,92	9	81	241	13	169
16	242	6	36	245,99	4	16	242	6	36
17	243	3	9	247,28	1	1	244	2	4
18	246	1	1	249,50	2	4	246	1	1
19	247	—	—	250,43	3	9	248	1	1
20	249	9	81	252,22	6	36	251	7	49
21	252	5	25	254,30	3	9	254	3	9
22	253	10	100	254,69	8	64	255	8	64
23	254	2	4	255,83	4	16	256	4	16
24	256	5	25	256,73	4	16	258	3	9
25	257	7	49	257,25	7	49	260	10	100
26	259	10	100	258,71	10	100	262	7	49
27	261	1	1	259,46	6	36	264	4	16
28	262	2	4	260,17	0	0	265	5	25
29	262	1	1	260,43	3	9	266	3	9
30	264	5	25	261,19	2	4	268	9	81
31	266	9	81	261,79	5	25	272	15	225
32	172	7	49	263,85	1	1	278	13	169
33	272	13	169	264,89	6	36	278	19	361
	Total.....		1 612			1 244			2 189

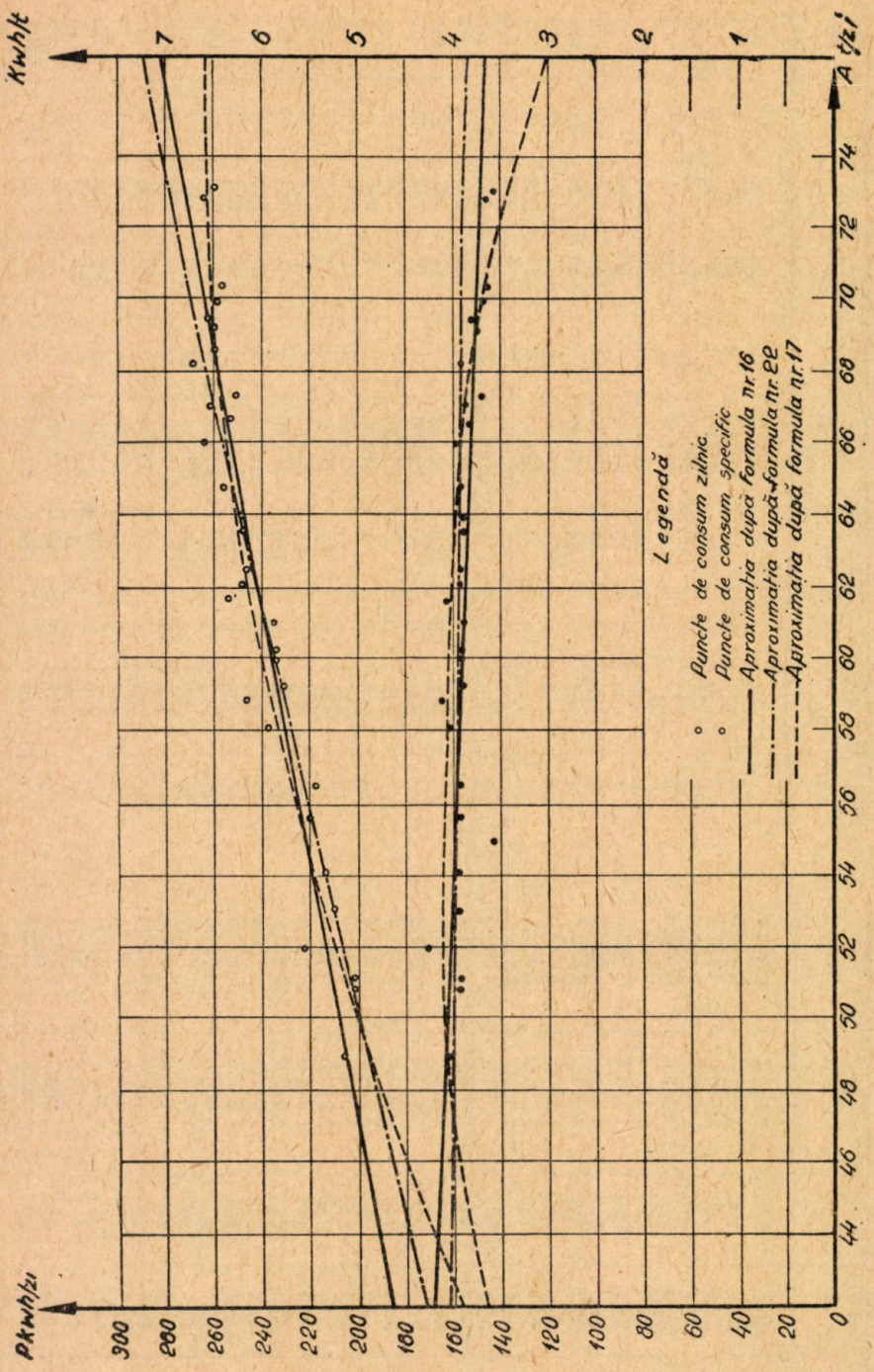

Kwh/t
A fiz'
Pkwh/zi
Legendă
Puncte de consum zilnic
Puncte de consum specific
Aproximația după formula nr.16
Aproximația după formula nr.22
Aproximația după formula nr.17

Fig. 9

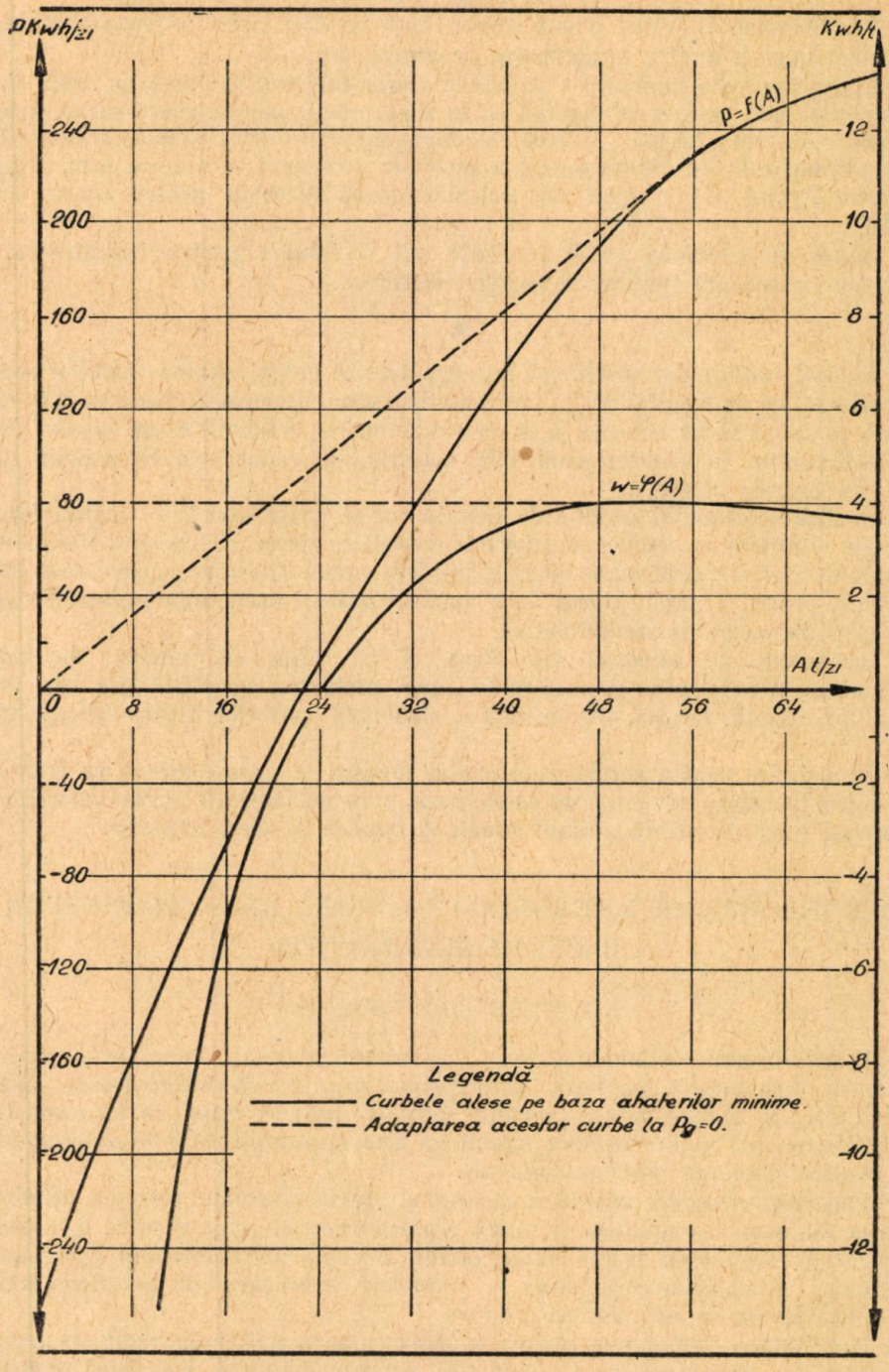

pKwh/zi
Kwh/t
P=F(A)
w=φ(A)
At/zi
240
200
160
120
80
40
0
8
16
24
32
40
48
56
64
12
10
8
6
4
2
-40
-80
-120
-160
-200
-240
-2
-4
-6
-8
-10
-12
Legendă
Curbele alese pe baza aparatelor minime.
Adaptarea acestor curbe la $P_g=0$.

Fig. 10

În diagrama 10 s-au trecut aceste caracteristici alese pe baza abaterilor celor mai mici şi anume aproximaţia de gradul doi.

În diagrama din figura 10 s-au trecut aceste caracteristici alese pe baza abaterilor celor mai mici, şi se observă că în zona practic neproductivă ele au valori evident ireale (chiar negative). Pentru a adopta curba $P = f(A)$ şi în acest domeniu, la condiţiile reale de funcţionare, s-a racordat o dreaptă care trece prin origine la curba $P = f(A)$ şi apoi am calculat grafic racordul pentru curba $w = \varphi(A)$.

Aceste caracteristici astfel rezultate pot fi folosite pentru fundamentarea normelor de consum specific de energie electrică.

★

Studiul consumului specific pe întreaga fabrică în majoritatea cazurilor poate fi considerat ca un rezultat preţios dar nesatisfăcător şi tocmai de aceea va fi nevoie ca aceste studii să fie adîncite şi să cuprindă analiza detaliată a agregatelor principale îndeosebi, în vederea planificării măsurilor de reducere a consumului specific de energie electrică.

Analiza consumului specific de energie, nu se poate opri la o singură formă (energie electrică) ci trebuie să cuprindă şi celelalte forme de energie, (îndeosebi) energia termică şi purtătorii de energie, sub forma unui studiu de consum de energie complex, pentru a putea judeca dacă anumite măsuri luate aduc economiile cele mai mari de energie în stadiul actual.

Institutele de cercetări vor avea şi pe viitor ca sarcină de bază, elaborarea metodologiei şi cercetarea unor probleme speciale, care cer prea multe investigaţii, sarcina propriu-zisă a elaborării normelor revine întreprinderilor.

În acţiunea pentru studiul consumului specific de energie este şi va fi de un real folos, literatura sovietică de specialitate, care dă indicaţii foarte valoroase şi în acelaşi timp reprezintă ultimul cuvînt al tehnicii în acest domeniu.

ИССЛЕДОВАНИЕ УДЕЛЬНОГО РАСХОДА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящем сообщении автор указывает подход к вопросу об исследовании удельного расхода электроэнергии в промышленных предприятиях, а также практические методы определения энергетических характеристик, являющегося одной из фаз нормирования и сокращения удельного расхода электроэнергии.

Рассматриваются математические и статистические методы приближения экспериментальных данных посредством аналитических функций, нередко применяемых в практике, общие методы исследования удельного расхода, классификация их и влияние показателей экстенсивного использования на собранные данные.

Настоящее сообщение может способствовать распространению исследований и нормирования расхода электроэнергии на большинство промышленных предприятий, что для народного хозяйства представляет большое значение.

ANALYSE DE LA CONSOMMATION SPÉCIFIQUE D'ÉNERGIE ÉLECTRIQUE DANS L'INDUSTRIE

(RÉSUMÉ)

On présente la manière de résoudre le problème de la consommation spécifique d'énergie électrique dans les établissements industriels et les méthodes pratiques pour déterminer les caractéristiques énergétiques en tant que phase du travail de fixation des normes et de réduction de la consommation spécifique d'énergie électrique.

On discute les méthodes mathématiques-statistiques d'approximation des données expérimentales, à l'aide de fonctions analytiques fréquemment utilisées dans la pratique, les méthodes générales d'analyse de la consommation spécifique, leur classification et l'influence des indices d'utilisation extensive sur les données recueillies.

Ces méthodes servent à introduire sur une échelle plus vaste l'analyse et la fixation des normes de consommation d'énergie électrique dans la majorité des établissements industriels représentant un poids spécifique considérable dans l'économie nationale.

BIBLIOGRAFIE

1. I. V. Gofman, *Bazele normării şi analizei consumului de energie în industrie.* Ed. energetică de Stat, Bucureşti, 1952.
2. *** *Normarea şi analiza consumului de energie electrică în industrie* (culegere de material documentar). Ed. energetică de Stat, Bucureşti, 1954.
3. B. Cerny, *Methodika tvoreni energetickych y norem.* Energeticka, 1954, nr. 3.
4. A. M. Dlin, *Matematiceskaia statistika v tehnike.* Sovietskaia Nauka, Moscova, 1951.
5. V. I. Veiţ, *Economia energiei electrice în industrie.* Oficiul de presă, editură şi documentare MEE, Bucureşti, 1951.
6. *** *Soveşceanie V.M.K. KPCS, pe voprosam ekonomii elektroenerghii.* Za ekonomin materialov, Gosenergoizdat, Moscova—Leningrad, 1953, nr. 1.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

ELECTROTEHNICĂ

«ELECTROTEHNICA PARAMETRICĂ» ŞI CERCETĂRILE ÎN ACEST DOMENIU, EFECTUATE LA INSTITUTUL DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R.

DE

MATEI MARINESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

INTRODUCERE

În lucrarea de faţă se prezintă contribuţia cercetătorilor noştri la acel capitol al electrotehnicii introdus în ştiinţă de către savanţii sovietici L. Mandelstam şi N. Papaleksi şi denumit astăzi, electrotehnica parametrică.

Vom începe prin a defini domeniul acestei noi discipline creată de savanţii sovietici.

ELECTROTEHNICA CLASICĂ ŞI ELECTROTEHNICA PARAMETRICĂ

Cuvîntul «electrotehnica» a intrat în ştiinţă odată cu apariţia generatricei de curent continuu, autoexcitată. El a fost introdus în electricitate de către Werner V. Siemens, la un congres al electricienilor, unde a fost expus principiul autoexcitaţiei la maşinile dinamo de curent continuu.

De la acea dată, care a marcat începuturile unei ştiinţe noi, care abia îşi justifica atunci o denumire specială, şi pînă astăzi, s-a parcurs un drum imens, «electrotehnica» devenind o ştiinţă în toată accepţia acestei noţiuni.

Astfel, de la curentul continuu, de la maşina dinamo şi motorul respectiv, s-a trecut la curentul alternativ, la început monofazic, după aceea trifazat, s-a inventat motorul cu cîmp învîrtitor, motorul asincron, transformatorul, s-a realizat transportul energiei electrice prin curent trifazat, s-au construit marile centrale electrice de astăzi care transportă cantităţi considerabile de energie la distanţă de mii de kilometri. Toate aceste realizări au avut ca punct de plecare generarea energiei electrice pe cale mecanică şi transformarea inversă (realizată în motoare), bazate pe «legea inducţiei» electromagnetice şi care se referă la acţiunea unui cîmp magnetic asupra unui conductor parcurs de curent.

Dar mai există şi un alt mod în care această lege se manifestă, şi anume în acţiunea unui curent asupra unei mase din material magnetic. Acest efect, deşi

are același substrat fizic ca și primul, este însă mult mai puțin accesibil calculului, el dînd naștere unor ecuații diferențiale cu coeficienți variabili, ceea ce creează dificultăți analitice destul de mari. Acesta este și unul din motivele pentru care mașinile bazate pe acest al doilea mod de transformare a energiei mecanice în energie electrică și viceversa, nu a căpătat nici pe departe răspîndirea mașinilor bazate pe primul mod de transformare. Dificultățile analitice, în ultimul caz, contrastează însă cu simplitatea constructivă: mașinile de acest gen nu au conductori pe părțile mobile și nici contacte între părți fixe și mobile.

Pentru a utiliza just și cu avantaj legile inducției în mașinile de acest gen, pe care le vom numi cu « inductanță variabilă », va trebui înainte de toate elaborată o teorie unitară a acestora și care să pună în evidență în mod simplu proprietățile lor esențiale.

Acest lucru a fost început de școala sovietică creată de savanții L. Mandelstam și N. Papaleksi și desăvîrșit de ei în ceea ce privește « generatorii parametrici » prin descoperirea a ceea ce acești savanți au numit « rezonanță parametrică ».

În ceea ce privește transformarea inversă a energiei electrice în travaliu mecanic, în ceea ce privește deci motoarele cu inductanță variabilă, acestea au fost studiate îndeaproape la noi, în cadrul Academiei R.P.R. Completînd astfel lucrările sovietice care au servit ca punct de plecare, cercetătorii noștri au ajuns la rezultate noi, teoretice și practice.

Tot acest ansamblu de efecte, avînd ca bază acțiunea unui curent asupra unei mase din material magnetic, și concretizat prin « generatorii » parametrici ai savanților sovietici L. Mandelstam și N. Papaleksi și prin diferite « motoare » de tip parametric pe care le vom examina în cele ce urmează, concepute și realizate la noi, constituie un capitol al electrotehnicii care poate fi denumit electrotehnica parametrică, spre deosebire de « electrotehnica clasică » care se ocupă de studiul mașinilor electrice bazate pe efectul unui cîmp asupra unui conductor parcurs de curent.

GENERAREA CURENTULUI ELECTRIC PRIN VARIAȚIA INDUCTANȚEI: « REZONANȚA PARAMETRICĂ »

Vom începe prin a descrie efectul cercetat de savanții sovietici L. Mandelstam și N. Papaleksi denumit de ei « rezonanța parametrică », precum și generatorii de curent alternativ pe care acești savanți i-au realizat pe baza acestui efect [1], [2] și [3].

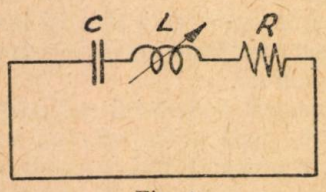


Fig. 1

Într-o lucrare teoretică, H. Poincaré a demonstrat pe cale matematică imposibilitatea producerii curentului alternativ, prin simpla variație periodică a unei inductanțe, în lipsa comutației.

Dacă însă în circuitul inductanței se introduce un condensator (fig. 1) de valoare potrivită, atunci, astfel după cum au arătat L. Mandelstam și N. Papaleksi, generarea curentului electric alternativ devine posibilă. Curentul se produce în acest caz prin efectul autoexcitației, datorit « rezonanței parametrice » și care are loc atunci cînd

$$\Omega = \frac{2\omega}{n} \qquad (1)$$

unde

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{L_0 C}} \; ; \; L = L_0 + \lambda \sin \Omega t; \; n = 1, \; 2, \; 3$$

de unde se vede că inductanța variază sinusoidal în jurul unei valori medii L_0 și cu pulsația Ω.

Pentru $n = 1$ avem « rezonanța parametrică » de ordinul 1 sau fundamentală. Pentru $n = 2$ avem « rezonanța parametrică » de ordinul 2 și așa mai departe. Pe lîngă relația (1), care este o condiție de frecvență, este necesară și o condiție de amplitudine, care exprimă că energia introdusă în circuit, prin variația inductanței

$$W_m = \frac{1}{2} \lambda \omega i^2 ,$$

trebuie să fie cel puțin egală cu energia disipată

$$W_j = Ri^2 ,$$

deci

$$\lambda \omega \geqslant 2R,$$

sau

$$\frac{\lambda}{\sqrt{L_0 C}} > 2R ,$$

deci

$$m \geqslant \frac{2R}{L_0 \omega} = \frac{2}{q} \; ; \text{unde } m = \frac{\lambda}{L_0} \; ; \; q = \frac{L_0 \omega}{R} .$$

Gradul de modulație m al inductanței va trebui să fie cel puțin egal cu dublul inversului factorului de merit q al valorii medii al acesteia. Efectul condensatorului datorită căruia autoexcitația curentului este posibilă, este de a produce un decalaj al curentului față de mișcare, astfel încît, atunci cînd inductanța crește, valoarea curentului să fie mai mică decît atunci cînd inductanța scade, pentru poziții simetrice față de aceea care corespunde inductanței maxime. În absența condensatorului, valoarea curentului este aceeași atît în perioada de creștere cît și în aceea de scădere a inductanței, astfel încît, energia introdusă în sistem din afară, în această din urmă perioadă, este egală cu energia cedată de sistem în prima perioadă; în felul acesta, o energie electrică inițială introdusă în circuit sfîrșește prin a se disipa în rezistență ohmică, la fiecare oscilație a energiei, în timp ce în cazul decalajului curentului, energia introdusă este întotdeauna mai mare decît cea cedată; dacă excedentul introdus depășește energia disipată, sistemul se autoexcită.

Condițiile de autoexcitație de mai sus se deduc din ecuația curentului, care este

$$0 = Ri + L\frac{di}{dt} + i\frac{dL}{dt} + \frac{1}{c}\int i dt, \qquad (2)$$

o ecuație de gradul doi cu coeficienți variabili cu timpul; în cazul cînd $R = 0$, avem

$$0 = L\frac{di}{dt} + i\frac{dL}{dt} + \frac{1}{c}\int i dt,$$

ecuație ale cărei soluții sînt date de funcțiile Mathieu, studiate de matematicieni și reprezentate prin serii Fourier.

Curentul se descompune astfel într-o fundamentală și o infinitate de armonici. Pulsațiile respective sînt date de

$$\omega = \omega_0 \pm k\Omega \qquad (k = 0,\ 1,\ 2\ldots),$$

în cazul « autoexcitației » avem în plus între $\omega_0 = 1/\sqrt{L_0 C}$ și Ω relația

$$\Omega = \frac{2\omega_0}{n} \qquad (n = 1,\ 2,\ldots),$$

cînd valoarea curenților tinde către infinit.

În acest caz, expresia travaliului forțelor electromagnetice

$$\tau = \frac{1}{2}\int_0^T i^2 \mathrm{d}L \neq 0, \tag{3}$$

este diferită de zero, ceea ce explică fizic producerea curentului în contul travaliului mecanic. Din expresia (3) se vede că în afara regimului sincron de ordin 1 ($n = 1$), travaliul se datorește « fundamentalei » curentului care este o subarmonică a curentului de pulsație ω_0. În figura 2 se arată schița de principiu a unui generator parametric.

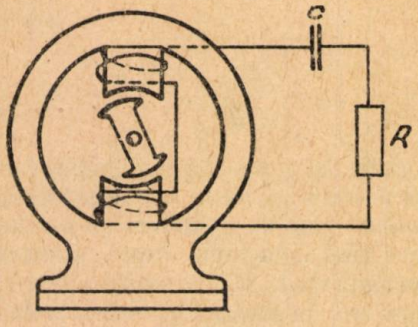


Fig. 2

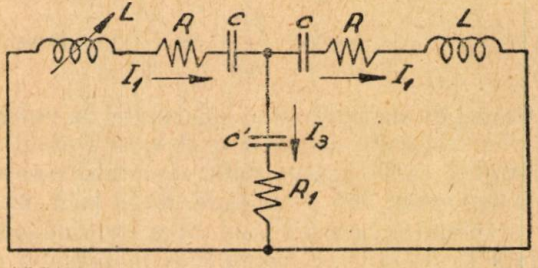


Fig. 3

O altă consecință a efectului « rezonanței parametrice » este că admițînd o sursă mecanică de capacitate infinită, curentul crește indefinit. Limitarea acestuia se produce prin saturația fierului.

Rezonanța parametrică « compusă ». Printre primele cercetări făcute la noi în domeniul efectelor « rezonanței parametrice » au fost acelea în legătură cu generarea curenților în circuite cu mai multe grade de libertate și denumită de noi rezonanța parametrică compusă [4].

Astfel, în figura 3 se vede un circuit cu două grade de libertate caracterizat prin aceea că are două frecvențe proprii

$$\text{frecv. « serie »} \qquad \omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_0 C}},$$

$$\text{frecv. « derivație »} \qquad \omega_2 = \frac{1}{L_0}\sqrt{\frac{1}{C} + \frac{2}{C'}}\,.$$

Într-un asemenea circuit, s-au stabilit în lucrarea menționată, pe cale teoretică și verificat experimental, următoarele condiții de autoexcitație:

1. Autoexcitația nu are loc decît dacă sînt satisfăcute relațiile de frecvență

$$\omega_2 = 3\omega_1 ,$$

$$\Omega = 2\omega_1 .$$

2. Prezența simultană a celor doi curenți de pulsații ω_1 și ω_2 este necesară pentru autoexcitație; datorită interacției reciproce, avem transformarea travaliului în energie electrică.

3. Autoexcitația prinde numai pentru valori ale lui R_1 deasupra unei valori critice R_{01}

$$R_{01} \geqslant 5{,}5R; \ (q_1 \geqslant 4q_3).$$

4. Pentru autoexcitație mai este necesară relația de amplitudine,

$$\frac{I_3}{I_1} = \frac{3\,m\,\omega\,L_0}{4(2R_1 + R)} .$$

5. Și relația dintre coeficienți

$$\frac{2}{mq_1} + \frac{mq_3}{2} = 1; \ q_1 = \frac{L_0\omega}{2R} \ ; q_3 = \frac{L_0\,3\,\omega}{2\,(2\,R_1 + R_0)} .$$

Din punct de vedere aplicativ «autoexcitația parametrică compusă» poate fi mai avantajoasă relativ la generarea curentului de pulsație $3\omega_1$, decît autoexcitația parametrică simplă relativ la generarea curentului de pulsație ω_1; astfel transformarea «compusă» poate avea loc cu un randament mai ridicat.

Motoare cu inductanță variabilă. Proprietățile transformării energiei electrice în travaliu mecanic pe baza variației inductanței nu se pot deduce pe bază de reciprocitate, din acelea ale transformării inverse, care am văzut că este controlată de «rezonanța parametrică». Din punct de vedere matematic, fenomenele care însoțesc această transformare sînt descrise în ecuația (3) cu membrul al 2-lea, ceea ce schimbă soluțiile și proprietățile ei. Este un caz mai general din care «rezonanța parametrică» nu constituie decît un caz particular, cînd membrul al 2-lea are o valoare particulară: valoarea zero.

Multă vreme s-a considerat ca singur regim posibil de funcționare a motoarelor cu inductanță variabilă, regimul sincron în care pulsația inductanței este egală cu dublul pulsației f.e.m. aplicată, regim pe care-l vom denumi regim sincron de ordin zero.

Experiența și teoria, limitate la considerarea curentului sinusoidal, păreau să confirme acest lucru. În electrotehnica clasică, motoarele bazate pe variația inductanței, denumite «magnet-motor», sînt utilizate la ceasornice electrice, la motoare de patefon și alte utilizări, punînd în joc puteri mici, ele funcționînd astfel, după cum s-a spus, numai în regim sincron de ordin zero.

În anul 1939 N. Papaleksi, într-o lucrare [5] asupra funcționării ca motor a generatorului parametric, a atras atenția asupra unui regim de funcționare diferit de cel sincron, cu viteză reglabilă, după valoarea condensatorului.

În cercetările noastre [6] făcute în cadrul Academiei R.P.R. am stabilit la aceste motoare existența regimurilor sincrone de diferite ordine definite de relația

$$\Omega = \frac{2\omega_0}{n} ,$$

n fiind ordinul regimului. Existența regimurilor pentru $n \neq 1$ este accentuată prin prezența condensatorului, de valoare potrivită, în circuit.

Spectrul curenților are ca pulsații

$$\omega_k = \omega_0 \neq k\Omega \qquad (k = \text{întreg de la } 0 \text{ la } \infty).$$

Travaliul sincron este datorit curentului de pulsație cea mai joasă și absorbit într-o impedanță de « sincronizare ». Echilibrul puterilor (electrică și mecanică) se face prin unghiul impedanței de sincronizare, care este și unghiul dintre inductanță și f.e.m. aplicată.

Se pune întrebarea, cum se manifestă « rezonanța parametrică » în funcționarea ca motor. Este evident că motorul funcționînd la unul din regimurile sincrone, constituie o inductanță periodic variabilă cu pulsația $\Omega = \frac{2\omega_0}{n}$; dacă acestei condiții de frecvență i se asociază și condiția de amplitudine despre care s-a vorbit la « autoexcitație », atunci sîntem în condițiile « rezonanței parametrice », iar curentul tinde să crească indefinit pe seama puterii absorbite de la rețea, care crește și ea nedefinit. Acest aport continuu de energie de la rețea, face ca regimul să devină instabil; motorul se desprinde din sincronism, el putînd să se accelereze sau să piardă din viteză intrînd într-un regim de funcționare sincron, imediat superior sau inferior. Este ceea ce se constată experimental: motorul trece de la un regim sincron la altul, prin salturi care constituie manifestarea « rezonanței parametrice » în funcționarea ca motor. Rămîne aici însă un punct de întrebare: cum este posibilă trecerea spontană (saltul) de la un regim sincron la altul superior, dat fiind că între două regimuri sincrone consecutive nu mai avem satisfăcută relația de sincronism generalizată

$$\Omega = \frac{2\omega_0}{n}$$

și deci nu avem nici travaliu care absorbit de la sursă să producă un cuplu mediu accelerator. Aici intervine puterea asincronă, astfel după cum am arătat în lucrările noastre [6], [7] și [8]. Această putere pe care am denumit-o asincronă și care se absoarbe de la sursă pentru valori

$$\Omega \neq \frac{2\omega_0}{n}$$

este datorită *rezistenței* ohmice din circuit, în lipsa căreia puterea medie este nulă.

Travaliul mecanic « asincron » a cărui expresie analitică a fost dată și în care intervin sub formă de sumă, produsele curenților din spectrul « inferior pozitiv » doi cîte doi și adiacenți, este acela care permite existența salturilor și care în general se manifestă pentru $\Omega \ll 2\omega_0$, adică atunci cînd travaliul sincron este mic.

(În urma cercetărilor noastre [9], [10], spectrul de curenți a fost împărțit în trei regiuni, după proprietățile lui, astfel: spectrul « superior pozitiv » cuprinde frecvențele superioare pulsației centrale ω_0 a f.e.m. aplicată; spectrul « inferior pozitiv » cuprinde pulsații între 0 și ω_0; spectrul « inferior negativ » cuprinde frecvențe negative. Travaliul asincron este dat de spectrul inferior pozitiv, celelalte regiuni din spectru dînd travaliul negativ).

Tot acest travaliu (asincron) permite pornirea motorului din repaus fără a fi antrenat sau lansat. Spre deosebire de travaliul sincron, el nu depinde de unghiul dintre L și E. Echilibrul puterilor se face în acest caz prin variația vitezei cu sarcina.

De asemenea, în timp ce travaliul sincron poate fi pozitiv sau negativ după semnul decalajului lui L față de E și deci sistemul poate funcționa la aceste regimuri reversibil, ca generator sau motor, travaliul asincron nu poate fi decît pozitiv ca și puterea disipată, de a cărei existență este condiționat. Cum este totuși posibil, ca rezistența într-un circuit să permită absorbția unui travaliu de la sursă? Acest efect se datorește faptului că decalajul curenților din spectru, necesar prezenței energiei disipate, este mai mare decît necesită prezența acestei energii, diferența prezentînd tocmai travaliul asincron. În cursul lucrărilor noastre au fost date diferite expresii ale puterii, atît asincrone cît și sincrone. În acest caz din urmă, s-au putut da expresii care să conțină un singur curent sau numai doi curenți din spectrul inferior pozitiv. Aceasta deschide orizonturi noi, privind motoarele în care unul din curenți să fie injectat din afară, puterea fiind astfel controlată de acest curent. Astfel, în cazul regimurilor sincrone pare, în expresia travaliului, intervine valoarea curentului continuu (componenta de frecvență nul) din spectru. Ori, se știe că această componentă este nulă în mod natural. Dacă însă o injectăm din afară, atunci vom putea obține regimuri sincrone pare, controlate prin acest curent continuu, puterea mașinii fiind luată de la sursa de curent alternativ și nu de la sursa de curent continuu.

Metoda utilizată în cercetările noastre, pentru a obține toate aceste proprietăți ale mașinilor cu inductanță variabilă, a fost analiza armonică, pe baza căreia curentul s-a descompus într-un spectru infinit de curenți, definit de un sistem infinit de ecuații. Printr-o transformare analitică, acest sistem infinit de ecuații algebrice liniare a fost adus să reprezinte o rețea electrică cu un număr infinit de ochiuri, în genul unei rețele de filtru în „π" sau „T" ale cărei celule nu sînt însă în general identice. Această reprezentare denumită de noi « rețea rezolvantă » a condus la o nouă expresie a travaliului asincron în care apare rezistența ohmică ca factor, de unde rezultă necesitatea rezistenței, pentru existența acestui travaliu. De asemenea în această concepție, travaliul asincron apare ca o energie care se propagă de-a lungul « rețelei rezolvante », înspre frecvențele negative, iar travaliul sincron, ca o energie absorbită în impedanța terminală, de sincronizare și care în cazul acestor regimuri, termină rețeaua înspre pulsațiile din spectrul inferior. În sfîrșit, pe baza acestor reprezentări au fost deduse noi proprietăți ale circuitului serie cu inductanță variabilă, precum și calculul efectiv al curenților din spectru, în cazul cel mai general.

ACȚIUNEA RECIPROCĂ A DOUĂ INDUCTANȚE VARIABILE ÎN SERIE: EFECTE DE SINCRONIZARE

De asemenea au fost cercetate teoretic și experimental, comportarea a două inductanțe variabile în serie, alimentate de o aceeași f.e.m. S-a stabilit astfel că între cele două inductanțe circulă o putere de sincronizare de la una din inductanțe spre cealaltă. Astfel, una funcționează ca generator și cealaltă ca motor. Această putere depinde de unghiul dintre cele două inductanțe, inductanța motor fiind decalată înainte față de cea generator. Dacă introducem din afară prin axul uneia din inductanțe G o putere mecanică (fig. 4), atunci această putere se regăsește la axul celeilalte inductanțe M, antrenată de « puterea de sincronizare » în sincronism cu prima. Se realizează astfel un arbore electric. Caracteristic este faptul că viteza de rotație transmisă de la generator la motor nu este un multiplu sau un submultiplu al pulsației f.e.m. aplicate. Astfel, viteza de rotație poate depăși viteza sincronă care la 50 Hz este 3 000 rot/min, motorul putînd fi astfel antrenat la viteze supra-

sincrone; de asemenea frecvența forței electromotoare poate fi și nulă, ceea ce corespunde alimentării în curent continuu. În sfîrșit dacă raportul dintre viteza de rotație și variația inductanței este diferit la cele două inductanțe, ele se vor roti cu viteze diferite, raportul vitezelor fiind egal cu inversul pulsațiilor inductanțelor. Se realizează astfel un schimbător electric de viteze; sau dacă una din inductanțe are o mișcare de oscilație, cealaltă va putea avea o mișcare de rotație sincronă cu oscilația, sau invers, realizînd astfel un sistem « bielă-manivelă » electric. Aceste efecte de sincronizare deschid un cîmp vast de aplicație în probleme de automatizări, de reglaje, de acționări electrice etc.

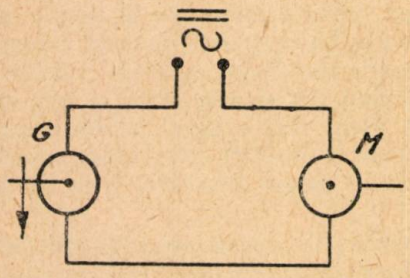


Fig. 4

Fig. 5

Sisteme cuplate parametric. În cele ce preced, s-au cercetat efectele într-un sistem ca acela din figura 5, în care, atît e cît și L sînt funcții sinusoidale date. După cum am văzut, soluțiile care s-au cercetat pe baza analizei armonice sînt definite de ecuația (3) cu membrul al 2-lea.

Se pune însă întrebarea, care dintre regimurile cercetate va fi acela care se va stabili, în cazul cînd se dau parametrii mecanici ai sistemului mecanic cuplat cu circuitul electric. În acest caz, inductanța nu mai este o funcție explicită de timp. Din punct de vedere matematic, problema revine la a găsi soluția unui sistem de două ecuații, dintre care una este aceea a circuitului electric, deci aceeași ca ecuația (3) cu membrul al 2-lea, însă în care atît $i\,(t)$ cît și $L\,(t)$ sînt necunoscute, iar a doua este ecuația circuitului mecanic cuplat cu cel electric prin forțe electromagnetice. Sistemul mecanic poate fi oscilant: cazul pendulului parametric, al ciocanului etc. sau rotativ: cazul motorului parametric. În acest din urmă caz, problema revine la determinarea vitezei de rotație, care în condițiile date (cuplu rezistent dat) trebuie să corespundă unuia din regimurile studiate: sincron sau asincron. Echilibrul puterilor (electrică și mecanică) se stabilește în cazul sincron, prin variația unghiului de decalaj între L și E, iar în cazul asincron, prin variația vitezei. În cazul mișcării oscilante (pendul) problema care se pune este determinarea frecvenței oscilației, cît și a amplitudinii acestora. Intervine astfel masa, elasticitatea și rezistența mecanică a sistemului mecanic. Cazul pendulului a fost tratat într-o lucrare a noastră [11] în care s-a stabilit existența unei soluții corespunzînd unui proces de întreținere de oscilații mecanice pe frecvența proprie a sistemului mecanic, proces analog cu întreținerea oscilațiilor în circuite cu tuburi electronice. Pentru cazul mișcării oscilante, cu cursă limitată și acțiune prin lovire (cedare de energie la capete), caz realizat la ciocanul parametric, s-a elaborat de către cercetătorii noștri o metodă grafică analitică pentru calculul soluțiilor și proiectarea unei asemenea mașini.

TEORIA CURBELOR EXTREMALE

În cele ce preced, cercetările noastre s-au sprijinit pe analiza armonică a soluției ecuației circuitului cu inductanță variabilă și cu f.e.m. aplicată. Soluția cea mai generală a ecuației cu membrul al 2-lea se compune deci din suma soluțiilor: generală, fără membrul al 2-lea, plus o soluție particulară a ecuației cu membrul al 2-lea. S-a văzut astfel cum această concepție conduce la previziunea « salturilor », la regimuri « sincrone » în anumite condiții și la celelalte proprietăți ale acestor mașini care s-au căutat a se sprijini pe spectrul de frecvențe. S-a văzut de asemenea că soluția cea mai generală a ecuației se exprimă sub formă de serii, care în general

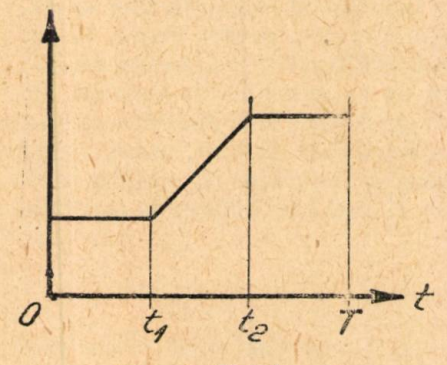


Fig. 6

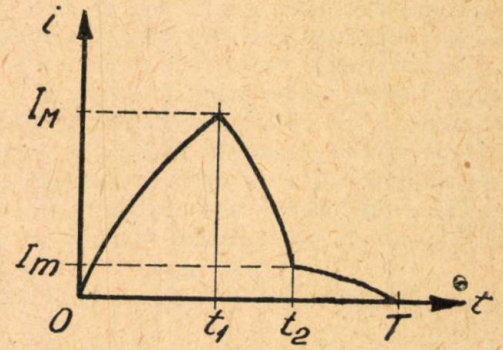


Fig. 7

sînt puțin convergente, ceea ce constituie un inconvenient al metodei, a cărei eficacitate este cu atît mai mare cu cît soluția se apropie de sinusoidă, armonicile constituind o corecție a acesteia. Am văzut însă că spectrul parametric cuprinde o dublă infinitate de frecvențe a căror amplitudine devine egală cu amplitudinea pulsației centrale, cînd $m \to 1$. Un alt inconvenient al metodei este că nu permite calculul randamentului și determinarea condițiilor optime de funcționare a acestor mașini. În sfîrșit, soluțiile cercetate corespund unei variații sinusoidale a inductanței, fără a putea fi în măsură a aprecia dacă aceasta este variația optimă, iar dacă variația nu este sinusoidală, metoda bazată pe analiza armonică devine impracticabilă. Metoda bazată pe curbele extremale a fost elaborată în scopul de a preveni dificultățile semnalate, specifice metodei bazate pe analiza armonică și de a da totodată o soluție problemei maximului factorului de putere și a randamentului. Problema care se pune este de a determina funcția $L(t)$ astfel încît curba curentului $i(t)$ să corespundă maximului factorului de putere și deci minimului de greutate pe unitatea de putere. Matematic avem de-a face cu o problemă de « calcul variațional » care a fost rezolvată într-o lucrare [12] și în care se tratează cazul unui motor oscilant alimentat sub tensiune sinusoidală cu absorbție de travaliu prin percuție (ciocan) și funcționînd în regim sincron de ordin zero. Rezultatele acestui studiu sînt următoarele:

a) există o familie de curbe $L(t)$ avînd ca parametru m (grad de modulație) și care corespund factorului de putere maxim pentru fiecare valoare a lui m;

b) caracteristica acestor curbe este că ele rămîn constante, o bună parte a perioadei (fig. 6);

c) partea variabilă între $t_1 - t_2$ este o tangentoidă;

d) valoarea maximă a factorului de putere pentru $m = 1$ este egală cu $1/\sqrt{2} = 0{,}7$;

e) curbele curentului constituie o familie de curbe « extremale » compuse din porțiuni de sinusoide și cosinusoide (fig. 7);

f) în cazul variației sinusoidale a lui $L(t)$ factorul de putere nu poate depăși 0,1.

Din cele de mai sus, se vede că $L(t)$ se depărtează mult de sinusoidă. În cercetarea fenomenelor parametrice în care se urmărește transformarea în energie mecanică, este deci mai rațional a se pleca de la funcțiile reprezentate în figurile 6 și 7 considerate ca funcții de bază corespunzînd variațiilor parametrice ideale, cazurile reale fiind obținute prin corecții aduse funcțiilor de bază. În felul acesta, analiza matematică se simplifică și metoda de proiectare a acestor mașini bazată pe această analiză, corespunde scopului ce se urmărește în realizarea oricărei mașini; transformarea unei cantități maxime de energie cu un minimum de material. De asemenea teoria curbelor extremale ne arată cît de departe sînt condițiile ce s-au realizat pînă în prezent în mașinile cu inductanță variabilă (ciocane, motoare etc.) de condițiile optime. Astfel, în condițiile actuale, aceste mașini cu variația sinusoidală a lui $L(t)$ au un factor extrem de redus circa 0,1 în timp ce în condițiile optime, acesta poate atinge valoarea de 0,7.

CONCLUZII

Din expunerea succintă prezentată aici asupra ansamblului de efecte care însoțesc variația inductanței în circuite serie, efecte stabilite și coordonate prin metode noi de analiză, se desprinde faptul că aceste efecte cuprind un domeniu vast al electrotehnicii, puțin studiat în trecut și care începînd cu lucrările lui L. Mandelstam și N. Papaleksi deschide perspective privind noi tipuri de mașini electrice de construcție simplă, robustă și care pot fi utilizate în mod avantajos în multe din aplicațiile în care actualmente motoarele electrice clasice sînt utilizate în mod exclusiv. Pentru atingerea acestui scop, a lărgirii domeniului de aplicații, mai sînt necesare cercetări privind extinderea teoriei « curbelor extremale » și la celelalte regimuri de funcționare, precum și studiul adîncit mergînd pînă la stabilirea metodei de proiectare și a indicilor economici ai acestor mașini. Actualmente în cadrul Institutului de energetică, se pune la punct proiectarea unui ciocan electric cu inductanță variabilă a cărui funcționare se bazează pe realizarea curbelor extremale.

«ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА» И ИССЛЕДОВАНИЯ В ЭТОЙ ОБЛАСТИ, ПРОИЗВЕДЕННЫЕ В ИНСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ АКАДЕМИИ РНР

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящая работа заключает в себе обобщающее изложение исследований машин с переменной индуктивностью, проведенных в РНР Институтом энергетики. Эта область исследований была создана советскими учеными Л. Мандельштаммом и Н. Папалекси и является в настоящее время новым разделом в электротехнике, названным школой этих ученых «Параметрической электротехникой».

В первой части работы определяется предмет и область, охватываемая параметрической электротехникой, с указанием ее характеристик, отличающих ее от классической электротехники.

Автор переходит затем к исследованиям, проведенным в Институте энергетики в связи с генерированием по параметрам в цепях с несколькими степенями свободы, и устанавливает условия резонанса.

Результаты, имеющие наибольшее значение, достигнуты в отношении двигателей с переменной индуктивностью. Из них упоминаются: синхронные режимы различных порядков, асинхронные режимы с переменной скоростью и спонтанными скачками.

Упоминаются полученные теоретическим путем и экспериментально проверенные результаты, относящиеся к взаимодействию двух машин с переменной индуктивностью в последовательном соединении, питаемых одним и тем же источником. В последней части настоящей работы вкратце излагается теория экстремальных кривых, исходя из оптимальной кривой формы тока, установленной на основании вариационного исчисления.

Машины с переменной индуктивностью дадут техноэкономические показатели, превосходящие некоторые показатели электрических машин, строящихся в настоящее время сериями.

«L'ÉLECTROTECHNIQUE PARAMÉTRIQUE» ET LES RECHERCHES EFFECTUÉES DANS CE DOMAINE, À L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage comprend une synthèse des recherches effectuées à l'Institut d'Énergétique de la République Populaire Roumaine, dans le domaine des machines à inductance variable. Ce domaine a été créé par les savants soviétiques L. Mandelstam et N. Papalexi, et constitue aujourd'hui un nouveau chapitre de l'électrotechnique, dénommé par l'école de ces savants: «Électrotechnique paramétrique».

Dans la première partie de l'ouvrage on définit l'objet et le domaine de l'électrotechnique paramétrique, en faisant ressortir les éléments qui la caractérisent et la différencient de l'électrotechnique classique.

On passe ensuite aux recherches effectuées à l'Institut d'Énergétique concernant la génération paramétrique dans des circuits à plusieurs degrés de liberté, en établissant les conditions de résonance.

Les résultats les plus importants ont été obtenus dans le domaine des moteurs à inductance variable. Parmi ceux-ci, on rappelle les régimes synchrones de différents ordres, les régimes asynchrones à vitesse variable et à sauts spontanés.

On rappelle les résultats obtenus en théorie et vérifiés par des moyens expérimentaux, concernant l'action réciproque de deux inductances variables, en série, alimentées à la même source de courant. Enfin, dans la dernière partie, on expose d'une manière succinte la théorie des courbes extrémales, en partant de la meilleure courbe de la forme du courant, établie par le calcul variationnel.

Les machines à inductance variable présenteront des indices techno-économiques supérieurs à ceux de certaines machines électriques construites actuellement en grandes séries.

BIBLIOGRAFIE

1. N. D. Papaleksi, *Parametriceskoie ghenerirovanie peremennîh tokov.* Elektricestvo, nr. 11, p. 67.
2. — *Rezonans parametriceskii in Tehniceskaia enţiklopedia.* OGIZ, 1953, nr. 19, p. 434.
3. N. D. Papaleksi i A. M. Martînov, *O vozbujdenii vtorogo parametriceskogo rezonansa.* DAN SSSR, 1946, p. 25.
4. M. Marinescu şi P. Postelnicu, *Autoexcitaţia parametrică «compusă» în circuite cu mai multe grade de libertate şi aplicaţiile ei.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, nr. 1—2, 1952, p. 59.
5. N. D. Papaleksi, *Ob adnom sluciae parametriceski sbiaza nnîh sistem.* Akad. Nauk SSSR, 1939, nr. 8, p. 373.
6. M. Marinescu şi P. Postelnicu, *Despre diferite regimuri sincrone la motoare electrice monocircuite.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., seria geol., geogr., biol., ştiinţe tehnice şi agricole, t. II, nr. 4, aprilie 1950, p. 217.
7. M. Marinescu şi P. Postelnicu, *Studiul regimurilor de funcţionare cu viteză variabilă la maşinile electrice funcţionînd pe baza variaţiei inductanţei proprii.* Comunicările Acad. R.P.R., t. I, nr. 7, iulie 1951, p. 617.
8. M. Marinescu şi M. Popov, *Relaţii energetice în spectrul de curenţi al circuitelor serie cu inductanţă variabilă. Travaliu mecanic asincron.* Comunicările Acad. R.P.R., t. III, nr. 9—10, septembrie — octombrie 1953, p. 337.
9. — *Asupra spectrului de curenţi în circuit serie cu inductanţă variabilă.* Comunicările Acad. R.P.R., t. III, nr. 9—10, septembrie—octombrie 1953, p. 327.
10. — *Reprezentarea sub formă de reţea cu parametri constanţi a circuitului serie cu inductanţă variabilă.* Comunicările Acad. R.P.R., t. IV, nr. 5—6, 1954, p. 243.
11. M. Marinescu, *Sisteme electromecanice autooscilante de tip parametric.* Comunicările Acad. R.P.R., t. III, nr. 3—4, martie—aprilie 1953, p. 133.
12 M. Marinescu şi M. Popov, *Asupra formei optime a variaţiei inductanţei şi a factorului de putere maxim, la maşinile cu inductanţă variabilă.* Comunicările Acad. R.P.R., t. V, nr. 3, martie 1955, p. 545.
13. — *Bazele energetice ale teoriei maşinilor cu inductanţă variabilă şi acţiune prin percusiune.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, 1954, p. 89.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1–2, 1955

ELECTROTEHNICĂ

O CALE NOUĂ PENTRU APRECIEREA STABILITĂŢII SISTEMELOR ENERGETICE (CONSUMATORUL UNIC ECHIVALENT) *)

DE

P. DIMO

INTRODUCERE

Calculele de stabilitate a sistemelor energetice se fac:
1) cu modele de reţea (micro-reţele),
2) cu mese de calcul electrice,
3) sau numai analitic fără vreun mijloc special,

În acest din urmă caz, pentru evitarea calculelor prea laborioase, se reduce de multe ori sistemul la un generator sincron unic echivalent, debitînd pe un motor sincron. Astfel, se poate face o apreciere a stabilităţii, utilă la proiectarea unui sistem, a unei centrale noi, a unei linii de înaltă tensiune etc. În cele ce urmează s-a căutat un sistem de a examina problemele de stabilitate la fel de expeditiv ca şi cel al generatorului unic echivalent, dar cu posibilităţi de analiză mai bogate şi redînd în anumite situaţii rezultate mai exacte. Se foloseşte criteriul relativ nou al puterii reactive propus de I. M. Marcovici şi S. Bruc în 1938 [1], şi anume criteriul $\frac{dQ}{dU}$ al derivatei puterii reactive. În prima parte a acestei lucrări s-au reexaminat cîteva noţiuni generale socotite necesare pentru înţelegerea metodei propuse.

I

1. Reprezentarea rotorilor maşinilor sincrone şi a sarcinilor

În mod curent, în calculele de stabilitate, fiecărei maşini sincrone îi corespunde o tensiune ce poate fi reprezentată printr-un vector de lungime constantă şi care se roteşte sincron cu rotorul maşinii. În cazul stabilităţii statice, această tensiune

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 28 mai 1954.

este f.e.m. corespunzătoare fluxului de excitație. Ea este deci constantă cînd curentul de excitație este constant.

Căderea de tensiune între această f.e.m. și tensiunea de la bornele mașinii sincrone este egală cu căderea de tensiune printr-o reactanță echivalentă.

Această reactanță echivalentă este prin definiție reactanța unei mașini sincrone care ar avea o caracteristică liniară a curbei de variație a tensiunii cu excitația în punctul de funcționare considerat.

Astfel, în vecinătatea acestui punct de funcționare, această reactanță se poate considera constantă. Cu aceasta s-a ocolit dificultatea pe care ar fi prezentat-o luarea în considerație a saturației. Trebuie să fim însă conștienți de gradul de aproximație pe care îl reprezintă o astfel de imagine a mașinii sincrone, oarecum simplificată și, să nu cerem calculelor de stabilitate mai mult decît pot să dea. O prezentare mai exactă a mașinii sincrone, printr-o forță electromotoare variabilă în spatele unei reactanțe variabile, ar putea conduce la rezultate cantitative mai exacte, dar ar împiedica în majoritatea cazurilor examinarea fenomenelor și determinarea soluțiilor căutate.

În ceea ce privește sarcinile, ele pot fi reprezentate în mai multe moduri, după problemele de stabilitate ce sînt de studiat și anume:

a) O sarcină poate fi reprezentată printr-un motor sincron, adică printr-o forță electromotoare constantă și o reactanță constantă. În acest caz s-a asimilat sarcina la fel cu o mașină sincronă echivalentă care consumă aceeași putere activă și reactivă.

Cunoscînd puterile active și reactive consumate și puterile de scurtcircuit, se poate determina unghiul forței electromotoare interne și reactanța echivalentă a mașinii sincrone.

b) O sarcină activă poate fi înlocuită printr-o rezistență, iar o sarcină reactivă printr-o reactanță. Aceasta înseamnă că se consideră ca lege de variație a sarcinii cu tensiunea $P = K_1 U^2$; $Q = K_2 U^2$; adică variația ambelor mărimi cu pătratul tensiunii.

c) În sfîrșit, sarcinile pot fi reprezentate prin caracteristicile lor statice

$$P = f_1 (U) \text{ și } Q = f_2 (U).$$

Această ultimă formă reprezintă soluția cea mai apropiată de realitate, în măsura în care funcțiile respective sînt corespunzătoare sarcinii.

2. Parametrii stabilității statice

Elementul cel mai simplu pe care se pot examina complet toate împrejurările ce apar în studiul fenomenelor de stabilitate, este o mașină sincronă generatoare, legată printr-o impedanță la o bară care consumă energie activă și reactivă după o lege oarecare în funcție de tensiune

$$P = f_1 (U); \; Q = f_2 (U).$$

Bara poate să facă parte dintr-un sistem mai complex în care există sarcini de diverse tipuri, și generatori, sau poate fi un simplu consumator de putere activă și reactivă.

Orice sistem ar putea fi descompus teoretic în asemenea elemente, totul reducîndu-se la stabilirea diverselor caracteristici statice rezultante ale barelor respective: $P = f_1 (U)$ și $Q = f_2 (U)$.

Dacă generatorul se reprezintă așa cum s-a arătat la punctul 1 al acestui capitol, printr-un vector (E) al tensiunii interne, constant ca mărime, dar care se rotește cu rotorul mașinii, atunci elementele variabile ale unui asemenea sistem simplificat se reduc la doi parametri:

— tensiunea U,

— unghiul δ, pe care îl face tensiunea internă a generatorului (E) cu această tensiune U. Fenomenul este examinat la o anumită frecvență, în general la frecvența normală a rețelei respective.

Acestea sînt, deci cele două variabile independente ale stabilității statice. Dacă cele două funcții $P = f_1(U)$ și $Q = f_2(U)$ sînt cunoscute, starea electrică a sistemului este complet determinată (fig. 1).

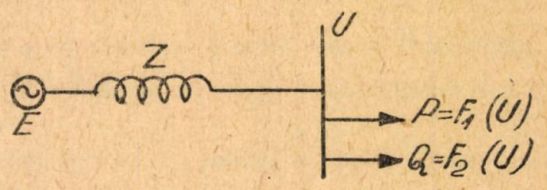


Fig. 1. — Sistemul cel mai redus considerat ca model la analiza stabilității.

În plus, dacă se pune condiția ca sistemul să fie în echilibru, adică puterile active și reactive date de generator să fie egale cu cele absorbite de sarcină, atunci avem:

$$P = f_1(U) = fg_1(E, U, \delta)$$
$$Q = f_2(U) = fg_2(E, U, \delta)$$

$fg_1(E, U, \delta)$ = puterea activă dată de generatorul sincron,
$fg_2(E, U, \delta)$ = puterea reactivă dată de generatorul sincron,
$f_1(U)$ și $f_2 = (U)$ = puterile active și reactive consumate.

În cele patru ecuații de mai sus, dacă se cunoaște mărimea tensiunii U la bară, rezultă pentru starea de echilibru toate celelalte mărimi și anume: P, Q, E și δ.

Este însă regimul stabil? Care sînt elementele ce pot conduce din punct de vedere fizic la o prăbușire a stabilității?

— În primul rînd, unghiul δ al generatorului, așa cum a fost definit mai sus.

— În al doilea rînd, tensiunea barei colectoare U (tensiunea internă E a generatorului fiind considerată constantă).

Dacă aceste două mărimi păstrează o valoare stabilă, rezultă pe de o parte că generatorul rămîne în poziție stabilă, iar sarcinile de asemenea rămîn stabile, cu valorile puterilor active și reactive consumate conform relațiilor: $P = f_1(U)$ și $Q = f_2(U)$.

Unghiul δ se referă la rotorul generatorului și de aceea criteriile de stabilitate ce consideră acest unghi sînt în special criteriile de stabilitate ale generatorului sincron respectiv. Tensiunea U, modifică direct sarcinile și de aceea criteriile de stabilitate ce consideră tensiunea U sînt de multe ori considerate criterii de stabilitate ale sarcinilor.

Să examinăm pe rînd stabilitatea unghiului δ și a tensiunii U.

3. Stabilitatea rotorului. Unghiul δ

Elementul caracteristic al funcționării stabile a rotorului unei mașini sincrone într-un sistem dat, este unghiul δ pe care îl face tensiunea internă a rotorului reprezentată ca un vector rigid legat de piesa în rotație cu un vector care se rotește

cu viteza constantă ω. Stabilitatea rotorului în mişcare poate fi considerată separat de stabilitatea tensiunii U a barei, neavînd nici o legătură necesară cu aceasta. Pentru analiza stabilităţii rotorului, se aplică principiul: regimul este stabil dacă la o deplasare mică, considerată cauză, efectul micşorează cauza.

Astfel: cauza micşorării sau creşterii unghiului δ este un dezechilibru între cuplul mecanic aplicat şi cel electric rezistent (cazul generatorului). Dacă un asemenea dezechilibru de cupluri, pe care să-l notăm cu $\frac{\Delta P}{\omega}$, produce o deplasare a unghiului δ şi dacă această deplasare $\Delta\delta$ a unghiului este de natură a produce un nou dezechilibru al cuplurilor rezultante în acelaşi sens cu $\frac{\Delta P}{\omega}$, atunci regimul este instabil. Dacă $\frac{\Delta P}{\omega}$ produs de $\Delta\delta$ este negativ, atunci regimul este stabil.

Stabilitatea se poate defini deci după semnul lui $\frac{\Delta P}{\omega \cdot \Delta\delta}$.

La limită $\frac{\Delta P}{\omega \cdot \Delta\delta}$, conduce de fapt la derivata $\frac{dP}{d\delta}$ dacă se consideră ω constant în timpul perturbaţiei. Dacă notăm cu

P_m = puterea mecanică la arborele rotorului.

P_e = puterea electrică.

rezultă

$$\frac{dP_m}{d\delta} - \frac{dP_e}{d\delta} \ldots\ldots \begin{cases} \text{negativ regim stabil} \\ \text{pozitiv regim instabil} \end{cases}$$

cînd

$$(P = P_m - P_e).$$

De obicei se consideră puterea mecanică constantă şi deci $\frac{dP_m}{d\delta} = 0$, rezultă

$$\frac{dP_e}{d\delta} \ldots\ldots \begin{cases} \text{pozitiv regim stabil} \\ \text{negativ regim instabil} \end{cases}$$

Sub această formă se consideră în mod obişnuit în practică criteriul de stabilitate al maşini sincrone. Astfel enunţat, criteriul cuprinde condiţia puterii mecanice aplicate arborelui, constantă. Dacă se consideră şi tensiunea nodului U constantă (bara infinită) şi dacă se ia ca origine a unghiului δ, vectorul constant U care se roteşte cu viteză constantă ω, expresia puterii electrice poate fi scrisă sub forma

$$P = Y_g\, EU \sin\delta; \quad \frac{dP}{d\delta} = Y_g\, EU \cos\delta,$$

deci sistemul este stabil pentru $0 < \delta < 90°$.

În cazul cel mai general, dacă lăsăm aceleaşi semne ca mai sus

$$\frac{dP_e}{d\delta} - \frac{dP_m}{d\delta} > 0 \text{ regim stabil},$$

$$\frac{dP_e}{d\delta} - \frac{dP_m}{d\delta} < 0 \text{ regim instabil}.$$

4. Stabilitatea tensiunii U

Din examinarea modelului redus (fig. 1) se vede că stabilitatea unghiului δ al rotorului generatorului poate fi complet independentă de stabilitatea barei, adică de tensiunea U. Astfel se întîmplă, de exemplu, în cazul unei bare de putere infinită. Este deci posibil ca generatorul să nu fie stabil, adică să decroşeze din cauza variaţiei unghiului δ, iar bara să rămînă mai departe în funcţiune cu o tensiune oarecare constantă, sau variabilă în timpul desfacerii generatorului. Condiţiile speciale ale stabilităţii tensiunii barei pot fi cu uşurinţă studiate din examinarea puterilor reactive, după cum urmează.

Se consideră puterea reactivă pozitivă produsă, puterea dată de un generator sincron supraexcitat. Se consideră curba $Q_g = \mathrm{f}\,(U)$ pentru generatorii ce alimentează o bară oarecare. Această curbă are alura din figura 2, curba 1. Pe aceeaşi diagramă trasăm curba consumaţiei de putere reactivă funcţie de U şi anume $Q_s = \mathrm{f}\,(U)$, şi anume curba 2 din figura 2.

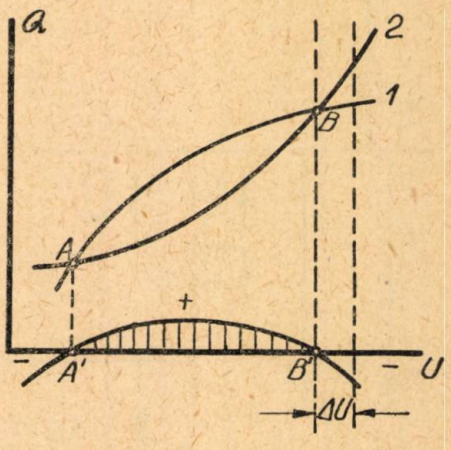


Fig. 2. — Curba $1 - Q_g = \mathrm{f}\,(U)$; curba $2 - Q_s = \mathrm{f}\,(U)$.

Cele două curbe se întretaie în general în două puncte care sînt punctele de echilibru.

Din aceste două puncte, unul singur este stabil. Pentru a decide asupra stabilităţii celor două puncte, se face un raţionament similar cu cel făcut pentru criteriul stabilităţii unghiului rotorului (fig. 2).

curba 1 $Q_g = \mathrm{f}\,(U)$
curba 2 $Q_s = \mathrm{f}\,(U)$

Dacă în punctul B se dă o deplasare mică tensiunii ΔU şi se urmăresc efectele acestei deplasări pe curba 1 şi 2, se constată că efectul este o apariţie de consumaţie de puterea reactivă, dată de diferenţele coordonatelor celor două curbe.

Pe bare apare deci minus ΔQ. Efectul acestei puteri reactive va fi o scădere a tensiunii, adică se tinde la anularea deplasării ΔU. Sistemul este deci stabil.

Invers, în punctul A un raţionament identic conduce la concluzia că punctul A nu este stabil. În adevăr, în acest punct deplasarea ΔU conduce la apariţia unei cantităţi pozitive ΔQ de putere reactivă, putere care va mări din nou pe ΔU.

Cele două situaţii la limită conduc la

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}U} < 0 \text{ regim stabil}$$

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}U} > 0 \text{ regim instabil,}$$

în care Q este diferenţa dintre puterea generată şi cea consumată şi este egală cu zero în punctele de echilibru, deci

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}U} = \frac{\mathrm{d}Q_g}{\mathrm{d}U} - \frac{\mathrm{d}Q_s}{\mathrm{d}U} = \frac{\mathrm{d}\,(Q_g - Q_s)}{\mathrm{d}U}$$

$Q_g - Q_s = 0$ pentru punctul de echilibru cercetat.

5. Aprecierea stabilității cu generatorul unic echivalent

Metoda *generatorului echivalent* este singura metodă expeditivă la dispoziția proiectanților de rețele sau exploatanților, pentru a se putea orienta prin calcule relativ reduse asupra situației unei rețele din punctul de vedere al stabilității. Să ne oprim puțin asupra acestei metode, care aplică sistemul de stabilitate al puterii active

$$\frac{(\mathrm{d}P)}{\mathrm{d}\delta}.$$

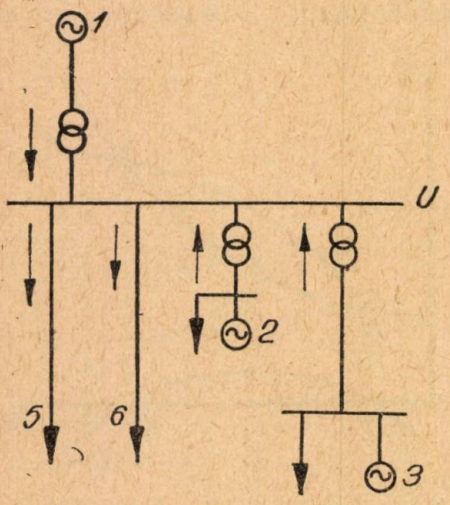


Fig. 3. — Bara unui sistem energetic oarecare la care sînt legate diverse uzini (1, 2, 3) și linii de plecare (5, 6).

Astfel, fie sistemul din figura 3 cu trei uzini generatoare și două linii consumatoare. Sistemul generatorului echivalent se poate aplica simplu în felul următor:

Centralele 1, 2 și 3 care debitează pe bară sînt echivalente cu un grup unic echivalent cu o putere nominală egală cu suma puterilor nominale, un moment de inerție egal cu suma momentelor de inerție și o reactanță internă egală cu reactanța echivalentă a tuturor generatoarelor funcționînd în paralel.

Sarcinile 1 și 2 sînt asimilate cu un motor sincron, de obicei de aceeași putere ca primul, același moment de inerție și aceeași reactanță, încărcat cu puterea totală activă și reactivă a celor două plecări.

Astfel, sistemul a fost redus la un sistem simplu generator-motor.

Pentru stabilitatea statică, se poate calcula limita interioară a puterii unui asemenea sistem, folosind reactanța echivalentă a reactanțelor de regim permanent ale tuturor generatorilor.

Un asemenea calcul este foarte aproximativ, și nu poate fi considerat decît ca o primă orientare. Notăm în treacăt că determinarea generatorului echivalent în modul arătat mai sus, presupune că toți acești generatori au tensiuni identice interne, ceea ce nu este niciodată adevărat. Dacă se consideră tensiuni foarte diferite ca unghi și ca valoare, generatorul echivalent nu va mai putea reprezenta, din punctul de vedere al stabilității, situația reală. Acest lucru va fi arătat mai departe. Deocamdată, reamintim că dacă se neglijează rezistența, unghiul limită intern între tensiunile interne ale celor două mașini generator-motor, pentru care funcționarea este încă stabilă, este 90° (fig. 4).

Observăm că dacă unghiul δ dintre tensiunea internă a generatorului echivalent și tensiunea motorului sincron reprezentînd consumația, va depăși valoarea limită de 90°, aceasta va conduce bineînțeles la prăbușirea stabilității sistemului și deci implicit la prăbușirea tensiunii U a barei la care sînt legate cele două mașini. Metoda arătată mai sus este relativ simplă și ușor aplicabilă.

Critica ce se aduce acestui mod de a calcula stabilitatea este însă marea aproximație pe care o comportă un asemenea mod de reprezentare a unui sistem, din următoarele motive:

1) Înlocuirea printr-un generator unic, a diverselor generatoare, nu poate fi considerată echivalentă, din punctul de vedere al stabilității, cu diversele situații de încărcare ale generatorilor ce compun grupul echivalent. Astfel grupurile în anumite situații de încărcare ar putea să fie instabile între ele, după cum se va arăta și mai departe, iar generatorul echivalent să apară totuși stabil, debitînd pe motorul sincron ce reprezintă consumatorul.

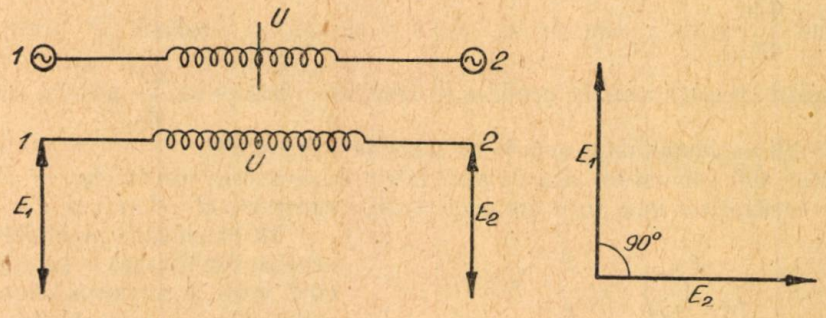


Fig. 4. — 1) generatorul echivalent; 2) motorul sincron reprezentînd consumația de pe bara cu tensiunea U.

2) Reprezentarea sarcinii printr-un motor sincron echivalent cu reactanță internă egală cu a generatorului echivalent și cu încărcarea dedusă din sarcina activă și reactivă, este iarăși necorespunzătoare cu adevăratele caracteristici ale sarcinii. De aceea, această metodă relativ simplă nu poate fi întrebuințată decît în cazuri rare, în care natura problemei permite aproximația respectivă.

II

1. Metoda propusă: « Consumatorul unic echivalent »

Dacă în cazul aplicării criteriului de stabilitate $\left(\frac{dP}{d\delta}\right.$ al unghiului δ dintre două rotoare) se caută reducerea sistemului la două mașini, una generatoare, iar a doua motor, pentru a determina limita unghiului dintre cele două mașini, în cazul aplicării criteriului de stabilitate $\frac{dQ}{dU}$, în mod analog trebuie redus sistemul la o bară unică cu o tensiune U, pe care să fie plasat un consumator unic echivalent, bară care poate fi alimentată de diverse uzini, în diverse situații de încărcare. Astfel, atît generatoarele de pe bara unică, cît și consumatorul unic echivalent, au un element comun, tensiunea barei U, a cărei instabilitate va aduce bineînțeles instabilitatea întregului sistem.

Avantajele unei asemenea reduceri a unui sistem la un consumator unic sînt :

1) generatoarele (grupuri sincrone) pot figura fiecare cu unghiul (față de tensiunea unică) corespunzător încărcării.

2) consumatorul unic echivalent poate fi reprezentat prin două funcții $P = f(U)$ și $Q = f(U)$ care să reproducă pe cît posibil caracteristicile reale ale sarcinii.

În speță, caracteristicile statice ale sarcinilor sînt cunoscute și pot fi reprezentate cu suficientă aproximație prin funcții relativ simple.

Se vede deci că acest mod de reprezentare răspunde criticilor principale ce se pot aduce metodei aproximative a sistemului motor-generator. Întrucît folosește criteriul $\frac{dQ}{d_U}$ metoda este de apreciere a stabilității tensiunii. În unele cazuri particulare, această metodă conduce la rezultate identice cu $\frac{dP}{d\delta}$ metoda aprecierii stabilității unghiului, după cum se va arăta la punctul III.

Deci toți generatorii sînt figurați într-o schemă echivalentă (fig. 5) debitînd pe un consumator unic, care are caracteristici cunoscute $Q = f(U)$ și $P = f(U)$.

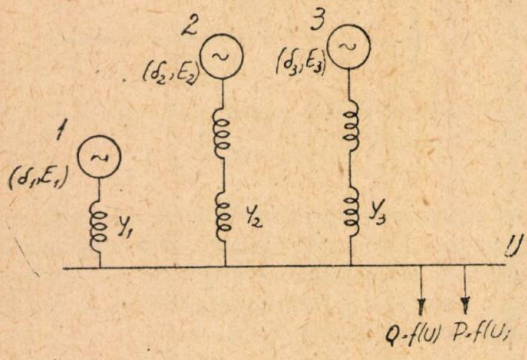


Fig. 5. — Schema de analiză a stabilității redusă la un consumator unic (P, Q), uzinele figurînd toate în starea de încărcare reală.

Să examinăm posibilitățile de analiză simplificată a situației, făcînd unele presupuneri asupra consumatorilor și generatorilor, apropiate de realitate, în cazul stabilității statice și anume:

a) Presupunem că sarcina reactivă este de natura unei reactanțe, deci $Q = Y_s U^2$, în care Y_s este admitanța corespunzătoare sarcinii reactive.

b) Presupunem că sarcina activă P variază puțin la variații mici ale tensiunii, adică $P_s = K_s$, în care K_s este o constantă.

c) Presupunem că reactanța de regim permanent a generatorilor este mare pe lîngă rezistență, aceasta din urmă putîndu-se neglija.

d) Presupunem de asemenea că puterile active primite de la motoarele de antrenare ale generatorilor rămîn constante.

e) Considerînd punctele *b)* și *d)* de mai sus, se presupune de asemenea că, la deplasări mici ale tensiunii pe bara consumatorului unic, regimul staționar nu se poate stabili decît pentru puteri electrice active invariante pentru fiecare generator în parte, egale cu cele mecanice primite de la arbore și a căror sumă este egală cu puterea activă a consumatorului unic.

Mai departe notăm cu

$E_1, E_2, E_3, \ldots, E_n$ — tensiunile interne ale generatorilor,

$Y_1, Y_2, Y_3, \ldots, Y_n$ — admitanțele generatorilor corespunzătoare puterilor respective de scurtcircuit față de bara unică,

Y_s — admitanța echivalentă a sarcinii reactive a consumatorului unic,

$\delta_1, \delta_2, \delta_3, \ldots, \delta_n$ = unghiul electric dintre tensiunea U și tensiunile $E_1, E_2, E_3, \ldots, E_n$.

$P_1, P_2, P_3, \ldots, P_n$ — puterile active ale fiecărui generator.

Putem scrie următoarele relații

Pentru puterile active

$$P = Y_1E_1\ U \sin \delta_1 + Y_2\ E_2\ U \sin \delta_2 + Y_3E_3U \sin \delta_3 + \ldots + Y_nE_nU \sin \delta_n, \tag{1}$$

$$p_1 = Y_1E_1U \sin \delta_1, \quad p_3 = Y_3E_3U \sin \delta_3, \quad \vdots \quad p_2 = Y_2E_2U \sin \delta_2, \quad p_n = Y_n\,E_n\,U \sin \delta_n.$$

Pentru puterile reactive date de generatori (Q_g)

$$Q_g = Y_1\,E_1\,U \cos \delta_1 + Y_2\,E_2\,U \cos \delta_2 + \ldots + Y_n\,E_n\,U \cos \delta_n - Y_1\ U^2 - Y_2U^2 - \ldots\ Y_n\,U^2. \tag{2}$$

Pentru puterea reactivă consumată de sarcină

$$Q_s = Y_s\ U^2.$$

Din relațiile (1) și (2) găsim expresia derivatei puterii reactive

$$\frac{\mathrm{d}(Q_g - Q_s)}{\mathrm{d}\,U} = Y_1E_1 \cos \delta_1 - Y_1E_1\ U \sin \delta_1 \frac{\mathrm{d}\,\delta_1}{\mathrm{d}U} + Y_2\,E_2 \cos \delta_2 - Y_2\ E_2\ U \sin \delta_2 \frac{\mathrm{d}\,\delta_2}{\mathrm{d}\,U} + \ldots + Y_n\,E_n \cos \delta_n - Y_n\,E_n\,U \sin \delta_n \frac{\mathrm{d}\,\delta_n}{\mathrm{d}\,U} - 2\ Y_1\,U - 2\,Y_2\,U - \ldots - 2\ Y_n\,U - 2\,Y_s\,U. \tag{3}$$

Pentru a determina termenii $\frac{\mathrm{d}\,\delta_1}{\mathrm{d}\,U}$, $\frac{\mathrm{d}\,\delta_2}{\mathrm{d}\,U}$, $\frac{\mathrm{d}\,\delta_n}{\mathrm{d}\,U}$, din expresia puterii active care s-a presupus constantă, obținem

$\frac{\mathrm{d}p_1}{\mathrm{d}U} = 0 = Y_1E_1 \sin \delta_1 + Y_1E_1\ Z \cos \delta_1 \frac{\mathrm{d}\,\delta_1}{\mathrm{d}\,U}$, expresii similare se pot scrie și pentru generatorii 2, 3, ..., n și astfel rezultă expresiile $\frac{\mathrm{d}\,\delta_2}{\mathrm{d}\,U}$, $\frac{\mathrm{d}\,\delta_3}{\mathrm{d}\,U}$ ...

$$\left.\begin{aligned} \frac{\mathrm{d}\,\delta_1}{\mathrm{d}\,U} &= -\frac{\sin \delta_1}{U \cos \delta_1} = -\frac{\mathrm{tg}\ \delta_1}{U} \\ \frac{\mathrm{d}\,\delta_2}{\mathrm{d}\,U} &= -\frac{tg\,\delta_2}{U} \\ \frac{\mathrm{d}\,\delta_n}{\mathrm{d}\,U} &= -\frac{\mathrm{tg}\,\delta_n}{U} \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

Dacă înlocuim expresiile (4) în expresia (3), găsim

$$\frac{\mathrm{d}\ Q_g - Q_s)}{\mathrm{d}\,U} = Y_1 \frac{E_1}{\cos \delta_1} + Y_2 \frac{E_2}{\cos \delta_2} + \ldots + Y_n \frac{E_n}{\cos \delta_n} - 2\,Y\,U - 2\,Y_2U \ldots - \ldots - 2\ Y_n\,U - 2\ Y_s\,U \tag{5}$$

sau

$$\frac{d(Q_g - Q_s)}{dU} = \frac{Y_1 E_1}{\cos \delta_1} + \frac{Y_2 E_2}{\cos \delta_2} + \ldots + \frac{Y_n E_n}{\cos \delta_n} - 2(Y_1 + Y_2 + \ldots + Y_n + Y_s).U,$$

iar condiția de stabilitate

$$\sum_{m=1}^{n} \frac{Y_m E_m}{\cos \delta_m} - 2 \left[\sum_{m=1}^{n} Y_m Y_s \right] . U < 0. \tag{6}$$

Această expresie se poate ușor calcula, totuși este mai simplu de a urmări valoarea derivatei pe reprezentarea grafică propusă mai jos, și care are o serie de avantaje în aprecierea diverselor situații ce ar putea rezulta la schimbarea parametrilor.

2. Reprezentarea grafică a unui sistem redus la un consumator unic

Dacă în expresiile (2) ale puterii reactive, egalăm în regim staționar puterile produse de cele consumate $Q_g = Q_s$, obținem

$$\sum_{m=1}^{n} Y_m U E_m \cos \delta_m - \sum_{m=1}^{n} Y_m U^2 = Y_s U^2, \tag{7}$$

sau simplificînd cu U

$$\sum_{m=1}^{n} Y_m E_m \cos \delta_m = \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s \right) . U . \tag{8}$$

Expresia (8) poate fi reprezentată după cum se vede în figura 6.

În această diagramă s-a reprezentat tensiunea U printr-un vector după direcția Ox, iar Y_1, E_1 Y_2, E_2 etc., prin vectori care fac cu Ox unghiurile $\delta_1, \delta_2, \ldots, \delta_n$ egale cu unghiul electric al tensiunilor interne, $E_1, E_2, \ldots, E_n$ față de tensiunea U.

Suma proiecțiilor vectorilor Y_1E_1, Y_2E_2 etc. pe axa Ox este egală cu mărimea

$$\sum_{m=1}^{n} (Y_m + Y_s) \cdot U, \text{ adică tensiunea } U \text{ la scara } \frac{1}{\Sigma (Y_m + Y_s)} .$$

Deasemenea, pe ace eași diagramă se mai pot obține puterile active P_1. P_2 etc., dacă ținem seama de relațiile (1)

$$Y_1 E_1 U \sin \delta_1 = P_1$$

sau

$$Y_1 E_1 \sin \delta_1 = \frac{p_1}{U} .$$

Adică proiecțiile pe axa ordonatelor, ale vectorilor Y_1 E_1 (segmentele $n_0 - n_1$; $n_1 - n_2, \ldots$) ne dau puterile fiecărei mașini împărțite la tensiunea U.

În sfîrșit, expresia derivatei se află ușor din examinarea formulei (6) și anume: termenul negativ $2 \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s \right) \cdot U$ este pe diagrama din figura 6, egal cu de două ori lungimea totală $O - n_0$, iar termenii pozitivi de forma $\frac{Y_1 E_1}{\cos \delta_1}$ sînt lungimile

$O_m - d_m$, adică segmentele de dreaptă de direcția absciselor interceptate de perpendicularele pe dreapta $Y\ E$, duse din punctele $O_1, O_2, O_3, \ldots$

Avantajul acestei reprezentări constă în faptul că se figurează mărimi ce rămîn constante în situațiile ce se apreciază pentru stabilitate, și anume mărimile $Y_1\ E_1$, $Y_2 E_2$ etc.

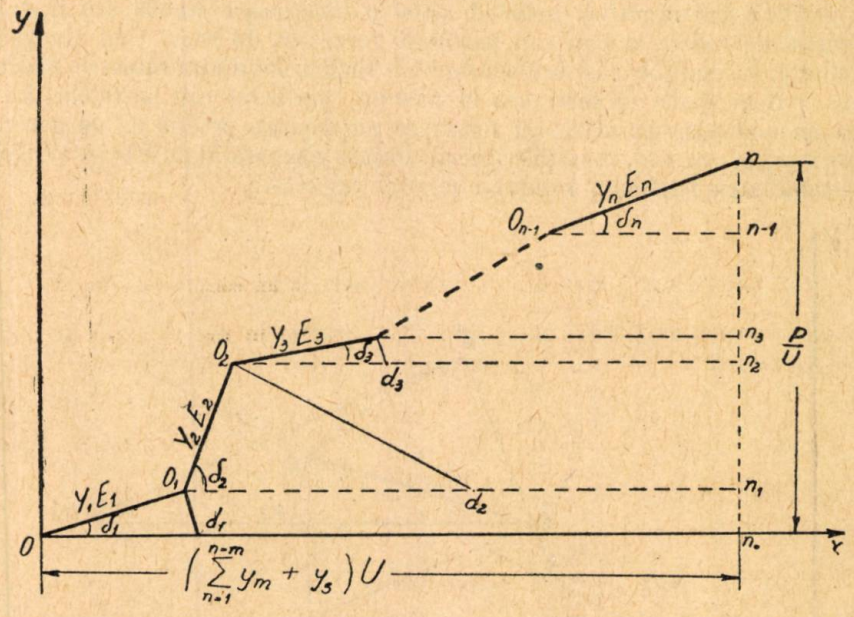


Fig. 6.— Reprezentarea funcționării generatorilor alimentînd un consumator unic echivalent cu tensiunea U.

Astfel, pentru examinarea diverselor situații se schimbă doar unghiurile δ_1, $\delta_2 \ldots$ și bineînțeles de multe ori se reevaluează scara diverselor mărimi (puteri active ...) la schimbarea unora din parametri.

III

1. Comparație între cele două criterii: $\frac{dP}{d\delta} > 0$ în cazul folosirii metodei generatorului unic echivalent; și $\frac{dQ}{dU} < 0$ în cazul folosirii metodei consumatorului unic echivalent

Reprezentarea grafică în cazul celor două criterii. După cum am văzut, cele două criterii de stabilitate, de care ne-am ocupat aici, sînt două criterii diferite: primul, $\frac{dP}{d\delta}$, indică dacă unghiul dintre două rotoare rămîne stabil, iar al doilea dacă tensiunea într-un punct oarecare al rețelei este stabilă. Pentru anumite configurații simplificate de rețele și în anumite situații, ele conduc la concluzii identice în legătură cu stabilitatea sistemului.

În general însă, ele pot, sau nu, conduce la concluzii identice pentru stabilitatea sistemului. Considerînd pozițiile relative ale rotorilor tuturor mașinilor sincrone, derivata puterii reactive, $\frac{dQ}{dU}$, în diferite puncte ale sistemului, poate fi totuși pozitivă sau negativă, indicînd astfel o funcționare stabilă sau nestabilă, din punctul de vedere al tensiunii punctului respectiv. În cazul cînd ajungem la nestabilitate, în condițiile păstrării constante a unghiurilor dintre rotoarele mașinilor sincrone, putem spune că tensiunea în punctul considerat este instabilă. La fel, dacă la un nod puternic al rețelei tensiunea nu depinde practic de un generator oarecare legat la acel nod, condițiile speciale în care generatorul nu este stabil alcătuiesc instabilitatea unghiului rotorului mașinii respective.

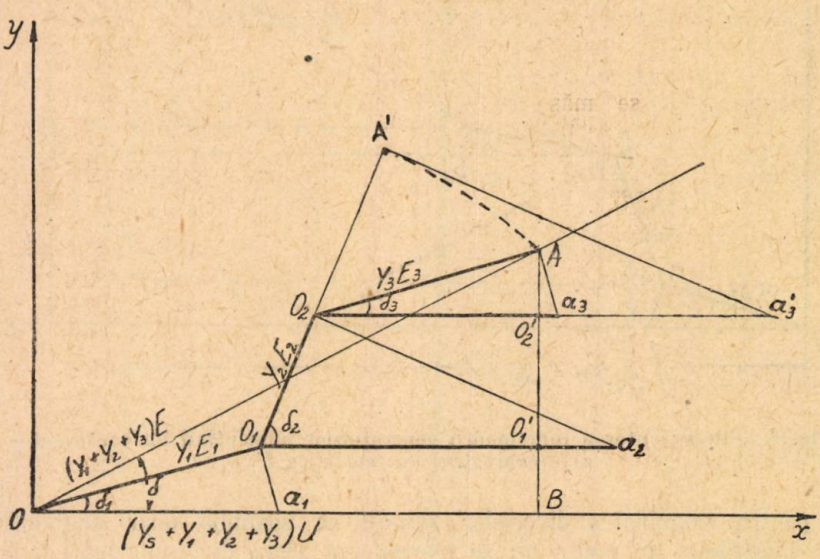


Fig. 7. — Reprezentarea grafică a sistemului de trei generatori.

În cazurile reale, instabilitatea poate începe prin deconectarea unui generator (instabilitatea unghiului rotorului), ceea ce poate antrena mai departe deconectarea întregului sistem; instabilitatea poate începe prin instabilitatea tensiunii unui nod, ceea ce de asemenea poate atrage deconectarea sistemului.

Se vede astfel că ambele criterii, examinate separat, ar putea conduce la o lămurire mai intimă a unor procese de instabilitate.

Să comparăm cele două criterii: unul «generatorul echivalent» și anume criteriul «unghiului» și celălalt «consumatorul echivalent», criteriul «tensiunii».

Vom considera un același sistem redus odată la un sistem simplificat generator-motor, iar în al doilea caz, la o bară unică cu o tensiune U alimentată de diverși generatori. Fie sistemul din figura 5, cu trei generatori pentru simplificarea diagramelor, deducțiile fiind valabile și pentru cazul unui număr oarecare de generatori. Caracteristicile celor trei generatori sînt:

Pentru generatorul 1

— tensiune E_1,

— admitanța pînă la bara unică Y_1,

— încărcare activă p_1,

— unghiul intern δ_1 rezultat la încărcarea de mai sus între tensiunea E_1 și U.

Pentru generatorii 2 *și* 3, aceleași caracteristici, cu indicii 2 și 3.

Consumația a fost redusă la un consumator unic cu tensiunea la borne U și o caracteristică statică în vecinătatea punctului de funcționare:

— Putere reactivă: $Q = Y_s\ U^2$.

— Putere activă: $P_s = K_s = \text{constant}$.

Aceste caracteristici se înțeleg — după cum s-a arătat — la deplasări mici ale tensiunii, în jurul punctului de funcționare. Dăm o reprezentare grafică a sistemului (fig.7) așa cum s-a arătat mai sus, similară cu cea din figura 6.

Cu ajutorul diagramei din figura 7 și ținînd seama de ecuațiile (1) și (8) se pot determina toate mărimile care interesează și, deduce scările respective. Astfel

— tensiunea U se măsoară pe dreapta OB la scara $\dfrac{1}{\sum_{m=1}^{3} Y_m + Y_s}$,

— expresiile $\dfrac{P_1}{U}\ \dfrac{P_2}{U}\ \dfrac{P_3}{U}$ se măsoară pe segmentele interceptate de paralele la axa absciselor pe dreapta AB,

— expresia $\dfrac{P}{U}$ prin segmentul AB,

— derivata $\dfrac{dQ}{dU}$ se evaluează (formula 6),

— termenul negativ al derivatei = de două ori dreapta OB,

— termenul pozitiv al derivatei = suma dreptelor $Oa_1 + O_1a_2 + O_2a_3$, adică

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_{n=1}^{3} O_{n-1}\ a_n - 2\ OB.$$

Inspectarea unei asemenea diagrame redă deci starea sistemului:

— pozițiile de încărcare activă și reactivă și stabilitatea.

În privința stabilității:

1) Se poate observa care din generatori strică mai mult stabilitatea sistemului, în cazul cînd sistemul nu este suficient de stabil, aceasta prin compararea lungimii segmentelor Oa_1, O_1a_2 și O_2a_3, care însumate dau termenul pozitiv din expresia derivatei $\dfrac{(dQ)}{dU}$. Generatorul căruia îi corespunde cel mai lung segment Oa, strică cel mai mult stabilitatea.

2) Aceeași diagramă permite să observăm care este unghiul limită pînă la care poate funcționa fiecare generator, fără a strica stabilitatea întregului sistem. Astfel unghiul δ_3-limită, este unghiul pînă la care poate fi rotită dreapta O_2A (adică în $O_2\ A'$ de exemplu) fără ca prin mărirea lungimii dreptei O_2a_3 (care devine O_2a_3') să conducă la trecerea derivatei la valori pozitive. Unghiul limită va fi deci cel care dă

$Oa_1 + O_1a_2 + O_2a_3' = 2\ OB$ (pentru unghiuri mai mari

$Oa_1 + O_1a_2 + O_2a'_3 > 2\ OB$, $\dfrac{dQ}{dU} > 0$, deci sistemul devine nestabil).

3) Pe aceeași diagramă se pot vedea variațiile de tensiune la care ar conduce diverse stări de încărcare ale generatorilor, și anume:

La variația puterii active, se modifică unghiul generatorului, ceea ce conduce la o lungime diferită a lui OB care reprezintă de fapt tensiunea U la scara $\frac{1}{Y_s + Y_2 + Y_3 + Y_1}$ (ipoteza $Y_s = \text{const.}$).

La o variație a puterii reactive se modifică unghiurile generatorilor, dar poate varia și Y_s, ceea ce modifică și scara tensiunilor.

4) În sfîrșit, se poate reprezenta și grupul echivalent al generatorilor considerați, definit după cum urmează:

a) Admitanța rezultantă a grupului unic echivalent este egală cu suma admitanțelor grupurilor, ce funcționează în paralel, adică în cazul nostru, cu suma $Y_1 + Y_2 + Y_3$.

b) Puterea activă și reactivă dată de grupul echivalent este egală cu suma puterilor activă și reactivă, date de celelalte grupuri.

Această condiție determină tensiunea internă E a grupului echivalent. Într-adevăr, dacă scriem echilibrul puterilor reactive și active pentru grupul echivalent:

$$Q_s = (Y_1 + Y_2 + Y_3)\, E\, U \cos\delta - (Y_1 + Y_2 + Y_3)\, U^2 = Y_s\, U^2, \tag{9}$$

$$P = (Y_1 + Y_2 + Y_3)\, E\, U \sin\delta. \tag{10}$$

Ecuația (9) conduce la

$$(Y_1 + Y_2 + Y_3)\, E \cos\delta - (Y_1 + Y_2 + Y_3 + Y_s)\, U = 0, \tag{11}$$

sau

$$Y \cdot E \cos\delta - (Y + Y_s) \cdot U = 0, \tag{12}$$

ceea ce arată că generatorul echivalent poate fi reprezentat pe figura 7 prin vectorul $O\,A$, rezultînd din însumarea vectorilor OO_1, O_1O_2, O_2A, care reprezintă cei trei generatori: unghiul δ este unghiul pe care acest vector îl face cu axa absciselor.

2. Posibilitățile de apreciere a stabilității folosind metoda grupului unic echivalent

În figura 8, OA este vectorul reprezentativ al generatorului echivalent al unui număr oarecare de grupuri (de ex.: trei).

Din diagramă rezultă că acesta rămîne identic pentru diverse repartiții ale sarcinii între grupurile care îl compun. Astfel, pe figură au fost redate grafic situațiile corespunzînd pozițiilor $O12A$; $O1'2'A$; $O1''2''A$; $O1'''2'''A$.

Din aceste poziții, unele reprezintă situații stabile, iar altele nu, după gradul de încărcare al diverșilor generatori. Din examinarea generatorului echivalent s-ar putea trage concluzia că toate pozițiile au același grad de stabilitate. Dacă utilizăm pentru stabilitate criteriul puterii reactive în cazul celor trei generatori, rezultă expresia derivatei (formula 5).

$$\frac{dQ'}{dU} = \sum_{m=1}^{3} \frac{Y_m E_m}{\cos\delta_m} = 2 \cdot \left(\sum_{m=1}^{3} Y_m + Y_s \right) \cdot U, \tag{13}$$

iar în cazul înlocuirii celor trei generatori cu un generator echivalent

$$\frac{dQ'}{dU} = \frac{YE}{\cos\delta} - 2\,(Y + Y_s) \cdot U \cdot \tag{14}$$

Expresia (14) rămîne mereu aceeași dacă se schimbă numai unghiurile δ_1, δ_2, δ_3 fără a se schimba δ, pe cînd expresia (13) poate schimba semnul numai prin schimbările unghiurilor δ_1, δ_2 sau δ_3, adică prin o altă repartizare a puterilor active și reactive între grupuri. *Această posibilitate a aprecierii influenței tuturor grupurilor, pe care o dă metoda consumatorului unic echivalent, alcătuiește principala ei calitate.*

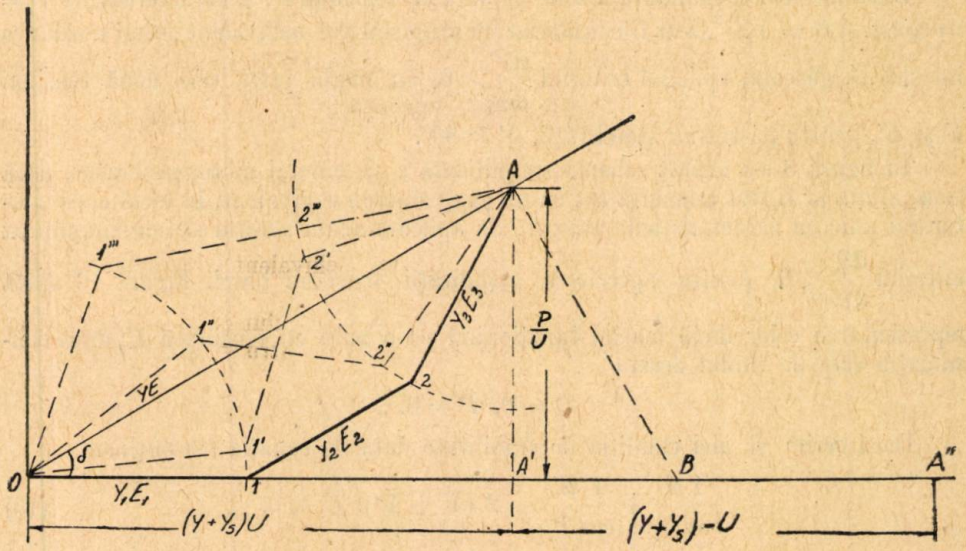


Fig. 8. — Generatorul unic echivalent în diversele soluții pentru generatorii care îl compun.

3. Unghiul de 45° al generatorului unic echivalent. Unghiul de 90° între rotoarele a două mașini sincrone

Să admitem că un singur generator, și anume generatorul unic echivalent al tuturor generatoarelor ce lucrează pe un nod puternic al rețelei, satisface o consumație P și Q a barei, ale cărei legi de variație cu tensiunea sînt cele arătate la punctul II, 1, adică pentru variații mici ale tensiunii $P = \text{const.}$, iar $Q = Y_s U^2$.

În acest caz, condiția de stabilitate este dată de relația (6), adică

$$\frac{YE}{\cos\delta} < 2 \cdot (Y + Y_s) \cdot U.$$

Pe figura 8 aceasta înseamnă

$$\overline{OA''} > \overline{OB}, \text{ dar}$$

$$\overline{OA''} = 2\,\overline{OA'} = 2 \cdot \cos\delta \cdot \overline{OA}, \text{ iar}$$

$$\overline{OB} = \frac{\overline{OA}}{\cos\delta}, \text{ deci}$$

$$2\,\overline{OA}\,\cos\delta > \frac{\overline{OA}}{\cos\delta}, \text{ sau}$$

$$2\cos\delta > \frac{1}{\cos\delta},$$

pentru δ cuprins între $0 - 90°$

$$\cos^2 \delta > \frac{1}{2}, \text{ sau } \cos \delta > \frac{1}{\sqrt{2}},$$

de unde se vede că limita stabilității corespunde unghiului $\delta = 45°$.

Dacă în locul consumatorului de pe bara cu tensiune U, și caracteristicile $P =$ $=$ const. și $Q = Y_s U^2$, s-ar fi considerat un grup sincron echivalent avînd tensiunea internă E, găseam, aplicînd criteriul $\frac{dP}{d\delta} > 0$, un unghi între cele două tensiuni E și E', pentru păstrarea stabilității, $\delta' > 90°$.

În figura 9 s-a arătat schema simplificată a sistemului motor-generator, dacă consumația ar fi fost înlocuită tot cu un grup sincron echivalent, în locul consumatorului unic cu caracteristicile arătate. Să aplicăm acum acestui sistem simplificat criteriul $\frac{dQ}{dU} < 0$ pentru aprecierea stabilității tensiunii barei. Figura 10 arată reprezentarea celor două mașini funcționînd pe o bară cu tensiunea U, unde consumația este de rîndul acesta

$$Q = 0, \; P = 0.$$

Dacă scrim și aici condiția de stabilitate dată de ecuația (6) obținem

$$\frac{YE}{\cos \delta_1} + \frac{Y'E'}{\cos \delta_2} - 2 \, (Y + Y'). \, U < 0, \tag{15}$$

$$\overline{OA'} + \overline{AB'} < 2 \cdot OB. \tag{16}$$

Se vede din figura 10 că, atît timp cît unghiul $\widehat{OAB} > 90°$, expresia (16) este întotdeauna satisfăcută, deoarece

$$\overline{OB} > \overline{OA} \text{ și } \overline{OB} > \overline{AB'},$$

pentru unghiul $\widehat{OAB} = 90°$,

$$\overline{OB} = \overline{OA'} \text{ și } \overline{OB} = \overline{AB'},$$

deci

$$\overline{OA'} + \overline{AB} = 2 \, \overline{OB}.$$

În sfîrșit, pentru unghiul $\widehat{OAB} < 90°$,

$$\overline{OB} < \overline{OA} \text{ și } \overline{OB} < \overline{AB'},$$

deci

$$\overline{OA'} + \overline{AB} > 2 \, \overline{OB}.$$

Unghiul $\widehat{OBA} = 180° - (\delta_1 + \delta_2)$. Cele de mai sus conduc la următoarele concluzii

Dacă $\delta_1 + \delta_2 < 90°$, expresia (15) este negativă și există stabilitate.

Dacă $\delta_1 + \delta_2 > 90°$, expresia (15) este pozitivă și nu există stabilitate.

Dar $\delta_1 + \delta_2$ este chiar unghiul δ al celor două rotoare.

Observăm că atît criteriul stabilității tensiunii, cît și criteriul stabilității unghiului conduc la același rezultat în cazul sistemului generator-motor.

Trebuie să observăm că tensiunea U pentru care se caută criteriul de stabilitate, putea fi luată oriunde de-alungul reactanțelor Y și Y', concluziile rămînînd aceleași.

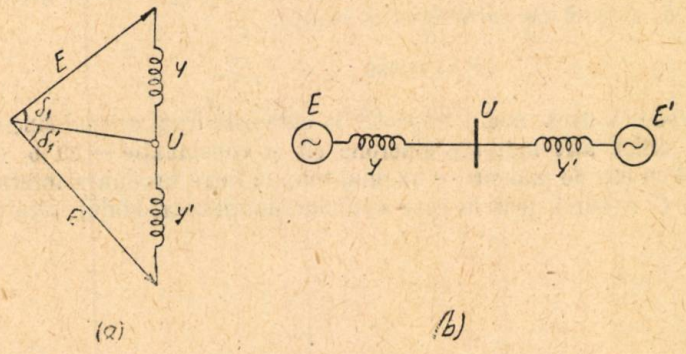


Fig. 9. — Înlocuirea sarcinei cu un motor sincron echivalent.

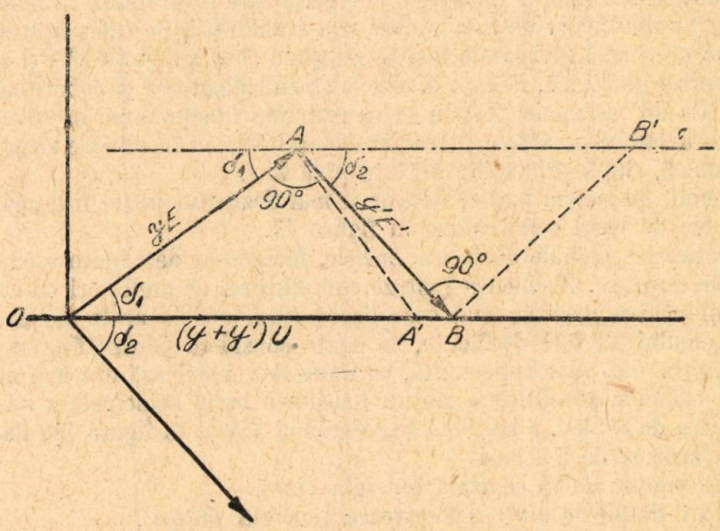


Fig. 10. — Reprezentarea celor doi generatori.

Mai trebuie observat că cele de mai sus sînt valabile nu numai pentru sistemul generator-motor identici, ci și pentru motor diferit ca putere de generator ($Y \neq Y'$) și cu tensiuni interne diferite ($E \neq E'$), demonstrația fiind făcută mai sus pentru acest caz.

În concluzie:

a) Unghiul de 90° limită al stabilității în cazul generator funcționînd pe o bară de putere infinită, cu tensiunea constantă, sau în cazul a două mașini sincrone (generator-motor), în care caz δ este unghiul dintre cele două rotoare, este unghiul maxim, atît din punctul de vedere al stabilității unghiului δ, cît și din punctul de

vedere al stabilității tensiunii, într-un punct al reactanței de legătură între nodurile cu cele două tensiuni constante. Cele două criterii sînt deci pentru acest caz identice.

b) Unghiul de 45° între tensiunea internă a unei mașini sincrone și tensiunea barei, este caracteristic stabilității tensiunii unui nod, pentru un generator sincron alimentînd o sarcină cu caracteristici statice.

$$P = \text{const.}, \quad Q = Y_s U^2.$$

c) Se vede că dacă nodul respectiv la care este legat grupul sincron are o sarcină mixtă, adică atît motoare sincrone cît și consumație — cu o caracteristică statică la fel cu cea de mai sus — unghiul maxim între tensiunea internă a grupului și tensiunea U a barei, pentru care sistemul funcționează stabil, este cuprins între 45° și 90°.

IV

1. Utilizarea metodei. Stabilirea schemei echivalente. Reducerea elementelor

În figura 11 s-a schițat un sistem energetic care se pretează în mod special la examinarea posibilităților de funcționare și a stabilității, pe calea arătată mai sus. Sistemul nu are bucle închise de înaltă tensiune (110 kV și 30 kV) și are un nod puternic central de 30 kV, la care diversele stații ridicătoare și coborîtoare se leagă în paralel. La un asemenea sistem se va examina funcționarea în diverse ipoteze de repartiții a sarcinilor active și reactive și stabilitatea în diverse situații printr-o diagramă unică, după principiile arătate pînă aici.

În general, un sistem mai complicat și mai dezvoltat poate fi despărțit în mai multe sisteme de tipul celui arătat în figura 11.

Pentru acestea trebuie desfăcute buclele, făcîndu-se deci ipoteza că se funcționează cu ele deschise. Asemenea ipoteze simplificate, de multe ori dau o orientare suficientă și pentru cazurile mai complicate cînd buclele ar fi închise. După ce buclele sistemului au fost desfăcute, se poate considera pentru fiecare din aceste elemente stația cea mai importantă, pe unde se vehiculează cea mai mare putere și se poate examina stabilitatea pentru tensiunea barei principale a acestei stații. Fie astfel bara de 30 kV, a stației 1 din sistemul arătat în figura 11. Bara 1 considerată are legături de 3 tipuri

1) sosiri simple de la centrală (energia vine),

2) plecări simple la stații coborîtoare (energia pleacă),

3) legătură la un sistem conținînd atît stații ridicătoare cît și coborîtoare, de unde energia vine sau pleacă (cum ar fi punctul 4 din figura 11).

Aceste legături se înlocuiesc cu

a) o forță electromotoare constantă legată la bara l printr-o reactanță,

b) o reactanță legată în paralel cu un consumator de putere activă,

c) se poate înlocui prin două elemente și anume: unul de tipul 1 (generator) plus unul de tipul 2 în paralel cu primul (consumator) sau printr-un motor sincron unic echivalent.

Reprezentarea tipului 3 de legătură este bineînțeles aproximativă. O cale simplă și expeditivă de a aproxima această legătură de tipul 3, ar cuprinde:

a) Determinarea puterii de scurtcircuit pe care o dă pe bara l legătura respectivă.

b) Determinarea pe o cale oarecare a puterii active și reactive maxime la un $\cos \varphi$ normal (0,8, de ex.) care poate circula stabil spre bara l de la sistemul complex.

Cu aceste două elemente se determină un generator sincron echivalent, care dă aceeași putere de scurtcircuit ca sistemul și poate fi încărcat la limita de stabilitate, la puterea maximă, indicată mai sus.

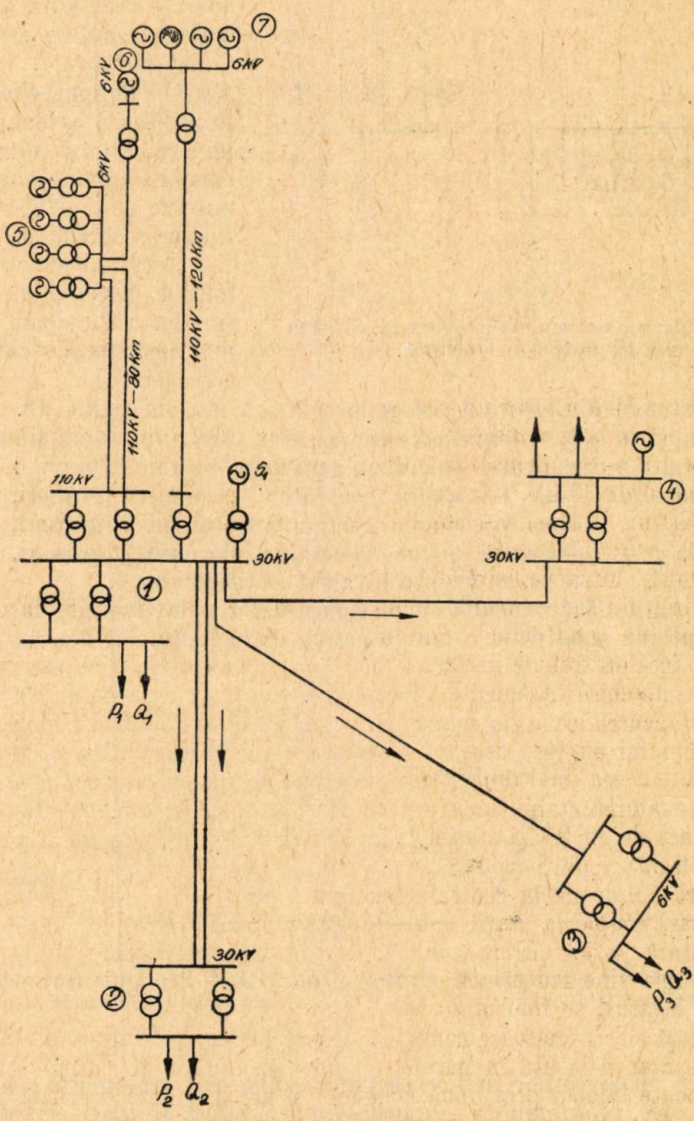


Fig. 11. — Reprezentarea unui sistem energetic.

Grupul se figurează cu sarcina ce rezultă din aceste două condiții de mai sus, iar sarcina în paralel cu el pe bara l se calibrează pentru a obține sarcina rezultantă reală ce circulă pe legătura respectivă.

Astfel, pe schemă, punctul 4, care are şi consumatori şi uzine, se înlocuieşte cu *a)* Un grup sincron care dă aceeaşi putere de scurtcircuit şi poate fi supraîncărcat fără a pierde stabilitatea, pînă la aceeaşi putere ca şi cele 3 grupuri reale. Acest grup este legat direct pe bara *l*.

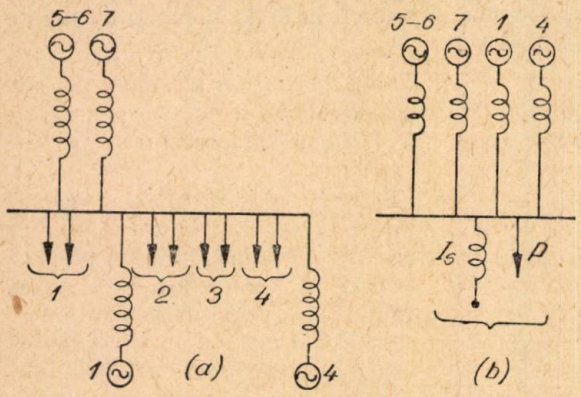


Fig. 12. — Reducerea sistemului din figura 11. Schema *b* redusă la un consumator unic.

b) O plecare de tipul 2, adică, o reactanţă şi un consumator de putere activă legată direct pe bara *l*.

O cale mai simplă şi care se utilizează curent, ar fi determinarea pur şi simplu a unei maşini sincrone echivalente din puterile de scurtcircuit şi considerarea sarcinilor.

Acest al doilea tip de a înlocui plecarea cu un motor sincron echivalent este mult mai aproximativ ca acesta descris aici.

Astfel sistemul din figura 11 se reduce la schema din figura 12.

În figura 12, *a* şi *b*, sistemul este reprezentat printr-un sistem simplificat, cuprinzînd numai 4 uzine, fiecare cu cîte un generator sincron şi anume:

— uzinele 5 şi 6 — cu un singur generator înlocuind 8 grupuri,
— uzinele 7 — cu un singur generator înlocuind 4 grupuri,
— uzinele 1 — cu un singur generator înlocuind 2 grupuri,
— uzinele 4 — cu un grup echivalent al sistemului 4.

Toate plecările sînt înlocuite cu un consumator unic alcătuit din o reactanţă Y_s pentru puterea reactivă şi o putere activă ca în figura 12, *b*.

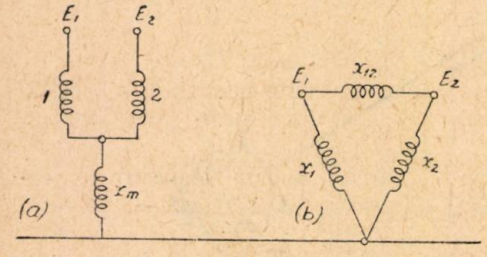


Fig. 13 *a*. — Repartiţia reactanţei prin transformarea stea-triunghi (*a* şi *b*).

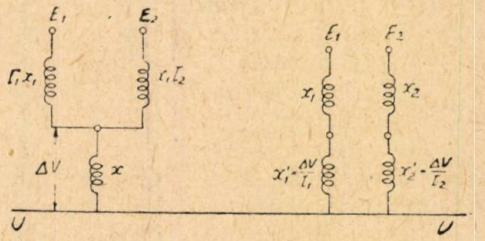


Fig. 13 *b*. — Repartiţia reactanţei pentru a da căderi identice de tensiune.

Înlocuirea generatorilor în fiecare punct unde sînt mai mulţi generatori, cu un generator unic, presupune că grupurile din acel punct au toate aceeaşi încărcare relativă şi acelaşi unghi intern. În acest caz, generatorul unic echivalent va avea şi el acelaşi unghi (al tuturor grupurilor). Dacă unghiurile generatorilor din centrală sînt diferite între ele (încărcări electrice diferite), generatorul echivalent numai reprezintă exact răspunsurile uzinei întregi, după cum am văzut la III,2; în cazuri extreme, poate fi mai nimerit să se reprezinte separat grupurile ce fac un unghi prea diferit

de al celorlalte grupuri. În acest caz trebuie repartizată pe grupurile ce s-au separat și reactanța comună pînă la bara unică.

Pentru această separație se poate face, fie aproximația că tensiunile interne ale celor două grupuri pe care se face repartiția sînt identice și se aplică o tansformare stea-triunghi (fig. 13 *a*), fie o repartiție a unei reactanțe echivalente, care să conducă la căderi de tensiune identice cu cele din regimul considerat (fig. 13 *b*).

Ambele procedee sînt aproximative. Ele pot fi aplicate cu rezultate mulțumitoare în cazul stabilității statice, cînd se consideră reactanțele de regim permanent ale generatorilor, deoarece aceste reactanțe sînt mari și importanța reactanței care se adaugă sau scade nu este hotărîtoare.

În cele de mai sus s-au arătat pe scurt căile de a reduce un sistem la o schemă ușor de analizat. Aproximațiile ce trebuie făcute în fiecare caz în parte, trebuie examinate cu cea mai mare atenție, pentru a se putea aprecia dacă metoda propusă este potrivită pentru sistemul respectiv sau conduce la aproximații prea mari. Notăm însă că aceste din urmă cazuri, în care aproximațiile necesare pentru reducerea schemei sînt prea mari, sînt cazuri în care nici o altă metodă analitică simplă nu există pentru o analiză a stabilității în diverse regimuri de funcționare posibile.

2. Reprezentarea regimului de funcționare

Să luăm ca exemplu sistemul ce s-a redus la un consumator unic (cum s-a arătat mai sus).

Problema generală ar fi următoarea:

Se cere să se examineze diversele posibilități ce există, de a se satisface o consumație totală de putere activă P_s și de putere reactivă Q_s, analizîndu-se diverse situații cînd aceste consumații variază. Se cere de asemenea să se compare din punctul de vedere al stabilității, diversele regimuri de funcționare posibile.

★

Sistemul a fost redus la patru generatori, alimentînd în paralel un consumator unic. Luăm ca unități de bază:

— puterea totală activă: $P_s = 1$,

— tensiunea de serviciu (nominală) a barei consumatoare: $U_n = 1$,

— puterile diverselor generatoare vor fi diverse procente însumînd în total 1,

— tensiunile interne E_1, E_2, E_3, E_4, pentru toate grupurile care produc putere activă și reactivă sînt mai mari ca 1.

Dacă considerăm caracteristicile statice ale sarcinii pentru deplasări de tensiune, puterea P_s rămîne constantă, iar puterea reactivă Q_s variază cu pătratul tensiunii după relația $Q_s - Y_s U^2$.

Pentru poziția de echilibru $U_n = 1$ și $Q_s - Y_s$.

Știm că punctul de funcționare al sistemului în sistemul de reprezentare arătat mai sus (fig. 14, punctul A) va avea coordonatele:

$$\text{ordonata} = \frac{P}{U} \text{ și abscisa } (Y_1 + Y_2 + Y_3 + Y_4 + Y_s) \cdot U$$

sau pentru $U_n = 1$ și $P = 1$

$$Y = \frac{P}{U} = 1, \qquad (17)$$

$$x = (Y_1 + Y_2 + Y_3 + Y_4 + Y_s).$$

Puterea în funcțiune a fiecărui grup în parte reprezintă diferite procente din P, să presupunem

$$p_1 = 0{,}2\ ;\ p_2 = 0{,}35;\ p_3 = 0{,}2;\ p_4 = 0{,}25.$$

Se trasează dreptele paralele cu Ox: AA'; BB'; CC'; DD' care împart puterea totală 1 în procentele repartizate pe fiecare uzină, apoi se duc cercuri de rază $Y_1 E_1$; $Y_2 E_2$; $Y_3 E_3$; $Y_4 E_4$; care fixează complet regimul de funcționare.

a) *Hiperbola «puterii constante»*

Dacă se variază acum tensiunile E_1, E_2, E_3, E_4, se obține o altă repartiție a puterilor reactive pe grupuri și se pot stabili astfel cu cea mai mare ușurință diverse regimuri de funcționare care conduc la aceeași tensiune pe bara comună, aceeași putere activă totală și aceeași putere reactivă totală, furnizate consumatorului pe bara unică. Dacă se mențin legile de variație stabilite mai sus locul punctului de funcționare A în cazul variației tensiunii pe bara unică este o hiperbolă. Într-adevăr coordonatele punctului A sînt

$$y = \frac{P}{U},$$
$$x = \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s\right) \cdot U, \tag{18}$$

adică

$$xy = \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s\right) \cdot P = \text{const. (dacă } P = \text{const.}). \tag{19}$$

b) *Dreapta «puterii variabile» cu pătratul tensiunii*

Dacă însă am avea aceeași lege de variație a puterii active ca și pentru puterea reactivă în funcție de tensiune, atunci coordonatele punctului A devin

$$(P = kU^2;\ \ Q = Y_s U^2),$$
$$Y = \frac{kU^2}{U} = kU;\quad z = \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m = Y_s\right) U\ . \tag{20}$$

Punctul de funcționare se va deplasa în acest caz pe o dreaptă ce trece prin punctul O.

Aceste două curbe simple permit o orientare imediată asupra deplasării sistemului dacă variază tensiunea U. Scara tensiunii U este dată de lungimea $Oa = 1$ a punctului de funcționare cu tensiunea nominală a barei.

c) *Dreapta «puterii variabile cu tensiunea»* ($P = K_1 U$; $Q = K_2 U^2$)

Dacă considerăm o variație a puterii proporționale cu tensiunea $P = K_1 U$, abscisa rămîne

$$x = \left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s\right) \cdot U$$

și ordonata

$$y = \frac{K\,U}{U} = K = \text{const.} \tag{21}$$

Deci, o dreaptă paralelă cu axa absciselor.

d) *Curba unei funcții oarecare de gradul doi a puterii active*

În sfîrșit, dacă considerăm cele trei curbe de mai sus, adunînd ordonatele putem trasa curba rezultantă, care ar putea reda fidel o caracteristică a puterii față de tensiune, de forma

$$P = K_1 + K_2 \cdot U + K_3 \cdot U^2. \tag{22}$$

Se știe că în realitate expresia puterii se apropie riguros de formula de mai sus. Astfel, graficul arătat mai sus, în care unghiurile vectorilor (Y_1E_1, Y_2E_2, ...)

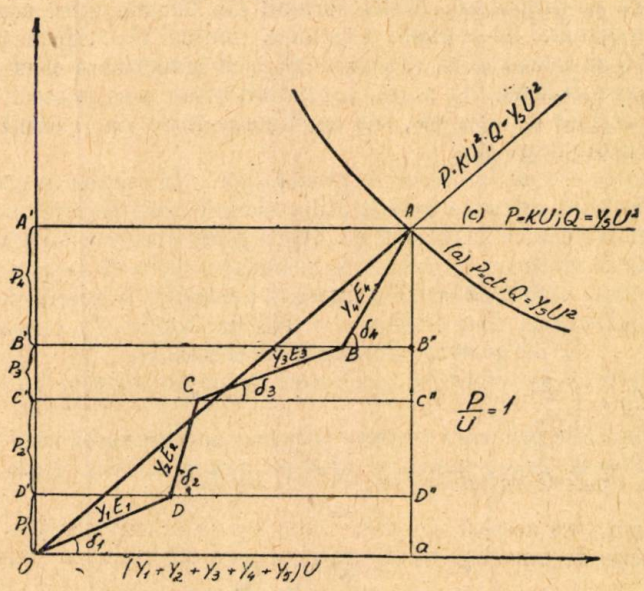


Fig. 14. — Curbele *a*, *b*, *c*, cu diverse caracteristici statice ale puterii active.

sînt egale cu unghiurile dintre rotorii mașinilor sincrone și tensiunea U, permite o reprezentare extrem de simplă a deplasării punctului de funcționare pentru o funcție mai complexă a puterii consumatorului unic.

e) *Curba repartiției constante a puterilor pe generatori*

Curbele de mai sus permit deci cunoașterea deplasării punctului A, așa numit *punct de funcționare al sistemului*, care permite prin coordonatele sale să se afle:

— tensiunea U,

— puterea totală P.

Deci punctul de funcționare poate fi definit prin aceste două caracteristici ale sistemului. Pentru o determinare a stării fiecărui generator în parte, este nevoie să se cunoască încărcarea activă a fiecărei mașini în parte, adică pe diagramă punctele B,C,D, etc., care dau pozițiile fiecărui rotor în parte (unghiurile δ_1, δ_2, δ_3 etc.).

Dacă un prim regim de funcționare a sistemului a fost determinat și s-a găsit un punct de funcționare A și o repartiție a puterilor pe generatori conform ipotezelor

ce s-au făcut pentru puterile active și reactive repartizate fiecărui generator în parte (unghiurile δ_1, δ_2, δ_3, ... etc. și tensiunile interne E_1, E_2, E_3, ...), deplasarea către un nou punct de funcționare se poate face în mai multe moduri:

Cazul general. Puterile active și reactive se schimbă pe fiecare grup în parte, precum și puterea totală, schimbîndu-se de asemenea și tensiunile interne ale fiecărui grup. În acest caz se plasează pe diagramă noul punct A, cu noua putere totală și noua tensiune U. Apoi se împarte dreapta Aa în părți proporționale cu puterile ce se repartizează în noua situație pe fiecare grup în parte și se trasează dreptele $A'A$; $B'B''$; $C'C''$ etc. (fig. 14). Punctele B, C, D se află apoi variind excitațiile fiecărui grup în parte (tensiunile E_1, E_2 ... etc.) după cum se dorește a se repartiza puterea reactivă pe generatori. Astfel pornind din punctul O se poate determina punctul D; din punctul D se poate determina punctul C ... Este bineînțeles că puterea reactivă se consideră că variază după legea amintită și deci în abscisă se măsoară tensiunea U la aceeași scară, iar puterii active i se poate da o deplasare după una din curbele de mai sus, sau combinație între ele, pentru a se ajunge în noul punct dorit după caz.

Cazuri particulare de încărcare a generatorilor. În multe probleme puterile mecanice ce se aplică arborilor generatorilor electrici sînt determinate. Repartiția puterii totale active cerute de sarcină pe diverși generatori este o dată a problemei. În acest caz este de multe ori interesant de a cunoaște curba de deplasare a punctului A (locul geometric) care conduce la o anumită repartiție a puterii totale P_t între diverși generatori, atunci cînd tensiunea și puterea totală P_t variază, tensiunile interne (E_1, E_2 ... E_n) ale generatorilor rămînînd constante.

Curba repartiției puterilor pe generatori se obține extrem de simplu, după cum urmează:

Unul din punctele prin care va trece neapărat această curbă este cel corespunzător puterii $P = 0$. Acest punct se află pe axa absciselor și are coordonatele

$$y_0 = 0$$

$$x_0 = \sum_{m=1}^{n} Y_m \cdot E_m$$

Mai departe, pentru un punct de funcționare se presupune o anumită repartiție a puterilor active, în cazul general pentru n uzine.

$$P_1 = Y_1 \cdot E_1 U \cdot \sin \delta_1;\ P_2 = Y_2, E_2 U \cdot \sin \delta_2;\ \ldots\ P_m = Y_m E_m U \sin \delta_m$$

$$\sum_{m=1}^{n} P_m = P_t = \sum_{m=1}^{n} Y_m \cdot E_m \cdot U \sin \delta_m, \tag{23}$$

$$\frac{P_1}{P_t} = K_1; \frac{P_2}{P_t} = K_2; \ldots \frac{P_m}{P_t} = K_m, \tag{24}$$

K_1, K_2, K_3 etc., fiind constante și corespunzînd sarcinii dorite a puterii totale P_t.

Să căutăm ordonatele și abscisele punctului A.

Ordonata

$$y = \frac{P_t}{U} = \frac{P_1}{K_1 U} = \frac{Y_1 E_1 \sin \delta_1}{K_1} = \frac{P_t}{P_1}\ Y_1\ E_1 \sin \delta_1.$$

Dacă în loc de P_1, punem P_2, P_3 etc., obținem

$$y = \frac{P_t}{P_2}\, Y_2 E_2 \sin \delta_2 = \frac{P_t}{P_3}\, Y_3 \cdot E_3 \sin \delta_3 = \frac{P_t}{P_4}\, .\ Y_4 \cdot E_4 \sin \delta_4 \text{ etc.} \qquad (25)$$

Abscisa

$$x = Y_1 . E_1 \cos \delta_1 + Y_2 . E_2 \cos \delta_2 + \ldots \quad \ldots + Y_n\, E_n \cos \delta_n. \qquad (26)$$

Dacă înlocuim în (26) expresia lui cos δ dedus din (25) și anume

$$\cos \delta_1 = \sqrt{1 - \frac{P_1^2}{P_t^2 \cdot Y_1^2 \cdot E_1^2} \cdot y^2},$$

$$\cos \delta_2 = \sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_t^2 \cdot Y_2^2 \cdot E_2^2} \cdot y^2},$$

expresia (26) devine

$$x = \sqrt{Y_1^2 \cdot E_1^2 - \frac{P_1^2}{P_t^2} \cdot y^2} + \sqrt{Y_2^2 \cdot E_2^2 - \frac{P_2^2}{P_t^2} \cdot y^2} + \ldots + \sqrt{Y_n^2 \cdot E_n^2 - \frac{P_n^2}{P_t^2} \cdot y^2} \qquad (27)$$

și dacă notăm

$$x_1 = \sqrt{Y_1^2 \cdot E_1^2 - \frac{P_1^2}{P_t^2} \cdot y^2}\ ;\ x_2 = \sqrt{Y_2^2 \cdot E_2^2 - \frac{P_2^2}{P_t^2} \cdot y^2} \ldots x_n = \sqrt{Y_n^2 \cdot E_n^2 - \frac{P_n^2}{P_t^2} \cdot y^2} \qquad (28)$$

expresiile de mai sus (28) reprezintă o serie de elipse. Observăm că $x = x_1 + x_2 + x_3 + \ldots + x_n$ și deci curba locului punctului A va fi locul geometric al punctelor a căror abscisă este egală cu suma absciselor punctelor de pe aceste elipse avînd aceeași ordonată y (ordonata curbei fiind chiar y). Această curbă este deci locul geometric al unei anumite repartiții a puterii totale pentru tensiuni interne E_1, E_2, E_3 etc., constante. Acest loc geometric poate interesa în mai multe probleme în care soluțiile analitice sînt complicate, căci ajută la găsirea punctului de funcționare prin intersecția sa cu un alt loc geometric (de exemplu, cu curba puterilor active arătate mai sus).

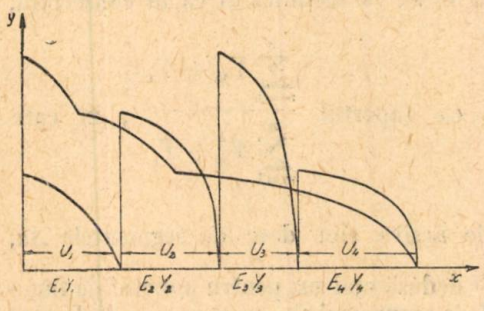


Fig. 15. — Curba unei anumite repartiții a puterilor.

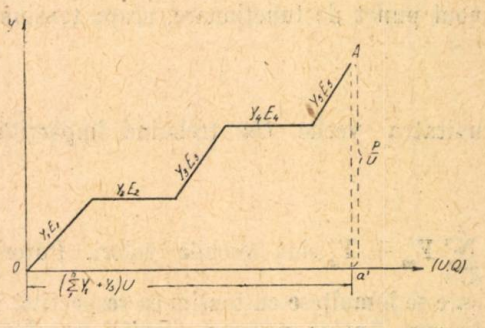


Fig. 16. — Reprezentarea unui sistem cu un consumator unic cu patru generatori.

În figura 15 se vede alura unei asemenea curbe în cazul a patru generatori (sînt trasate și elipsele ale căror ordonate se adună, pentru aceeași abscisă).

Curba unei anumite repartiții a puterilor. Un exemplu de utilizare a acestei curbe se găsește în [2].

3. Scările diverselor mărimi

Din examinarea ecuațiilor care au fost utilizate și a graficului respectiv se deduc diversele mărimi și scările respective (fig. 16).

a) *Scări alese*

Scara tensiunilor și admitanțelor se alege în așa fel ca dreptele ce reprezintă generatorii și anume Y_1E_1, Y_2E_2 etc., să încapă comod oricum le-am roti pe diagrama aleasă de noi pentru lucru. Din scara lui Y_1 și E_1 rezultă scara lui U pe axa Ox și a puterilor pe axa Oy.

b) *Scări rezultante*

Tensiunea U a barei consumatorului unic se măsoară pe axa Ox. După cum am văzut, proiecția punctului de funcționare A pe axa Ox reprezintă mărimea

$$\left(\sum_{m=1}^{m=n} Y_m + Y_s\right) \cdot U$$

Deci lungimea Oa împărțită la $\left(\sum_{m=1}^{m=n} Y_m + Y_s\right)$.

Deci în unități relative, alegem tensiunea nominală $U_n = 1$ iar pentru punctul reprezentînd funcționarea cu această tensiune pe bara unică, avem $Oa = 1$. Dacă termenul

$$\left(\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s\right)$$

nu se modifică la deplasările sistemului, atunci nici scara tensiunilor nu se va modifica. Dacă una din admitanțele Y_n sau admitanța sarcinii reactive Y_s se schimbă pentru noul punct de funcționare, scara tensiunii U se va modifica și ea în consecință, unitatea veche Oa trebuind împărțită cu raportul $\dfrac{\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s}{\sum_{m=1}^{n} Y'_m + Y'_s}$, în care $\sum_{m=1}^{n} Y'_m + Y'_s$ sînt vechile valori. Puterile active sînt date de segmentele Aa, care se înmulțesc cu tensiunea respectivă U dedusă mai sus pentru punctul de funcționare. Analog, puterea reactivă este dată de segmentul Oa, ca și tensiunea U, dar înmulțită cu U (la fel ca pentru puterea activă) și la scara (diferită de a puterii active)

$$\frac{Y_s}{\sum_{m=1}^{n} Y_m + Y_s}.$$

Deci pentru scările puterilor active și reactive se poate considera că întreaga diagramă se înmulțește cu U, puterea activă rezultînd de pe dreapta Aa, iar cea reactivă de pe dreapta Oa, ultima la scara indicată mai sus, diferită de scara puterilor active.

Scara puterilor active se deduce foarte simplu, dacă este fixată scara tensiunilor și scara vectorilor $Y\ E$ ce reprezintă generatorii. Prin deducerea lungimii $Y\ E\ .\ U$ în care $Y\ E = 1$ și $U = 1$ se găsește $P = 1$, adică scara puterilor pe punctul de funcționare cu tensiunea $U_n = 1$.

V

1. Cîteva exemple simple de aplicare a metodei

Fie sistemul din figura 17 cu trei uzine generatoare, două îndepărtate (1 și 2) și una debitînd direct pe centrul de consum 3.

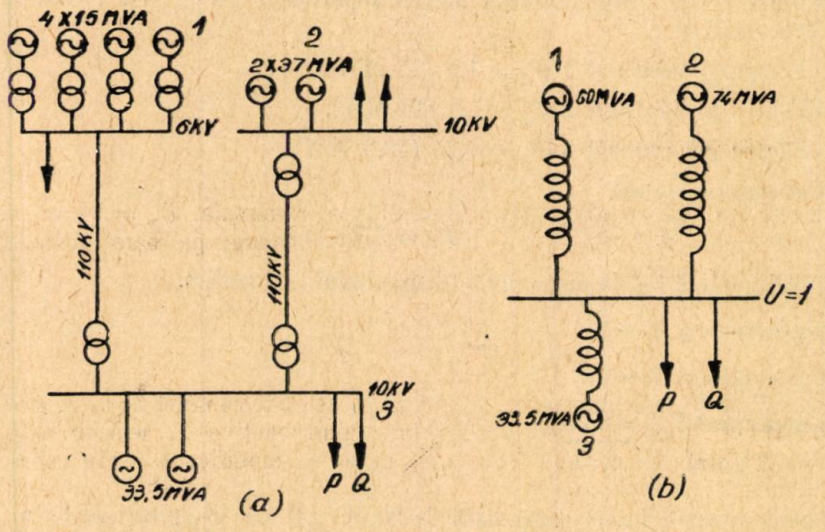


Fig. 17. — *a)* Sistemul cercetat; *b)* Sistemul redus (sarcina din punctul 2 neglijabilă).

În anumite ore, sarcina din punctul 2 este neglijabilă și deci este necesară întrebuințarea la maximum a uzinei 2, așa că în acele ore uzina 2 debitează putere către centrul de consum 3. În asemenea situații, cînd se transportă puteri mari din punctul 2 în punctul 3, s-au observat situații instabile. Vom face o analiză a acestor situații de funcționare.

Sistemul se reduce la schema din figura 17 *b*.

Obținem pentru diverși generatori, dacă luăm ca putere de bază 30 MVA, următoarele admitanțe, respectiv reactanțe la regimul de funcționare considerat:

1. Pentru generatorul 1 de 60 MVA cu reactanța 120%, reactanța generatorului = 0,60,

reactanța transformatorilor ridicători, a liniei și a transformatorului coborîtor = 0,40,

reactanța totală = 1
admitanța $Y_1 = 1$.

2. Pentru generatorul 2 de 74 MVA cu reactanța 100%,
reactanța generatorului = 0,4,
reactanța transformatorilor ridicători, a liniei și a transformatorului coborîtor = 0,1,
reactanța totală = 0,5,

admitanța totală $Y_2 = \frac{1}{0,5} = 2.$

3. Pentru generatorul 3 de 33,5 MVA cu reactanța 85%, reactanța internă a generatorului corespunzătoare sarcinii respective = 0,75,

admitanța $Y_3 = \frac{1}{0,75} = 1,33.$

Regimul I (fig. 18). Puterile active repartizate pe diverși generatori sînt în unități relative:

— Pentru generatorul 1 $P_1 = 1,5$ (45 MW),
— Pentru generatorul 2 $P_2 = 1,5$ (45 MW),
— Pentru generatorul 3 $P_3 = 0,75$ (22,6 MW).

Deci puterea totală

$$P_t = 3,75.$$

Puterea activă totală disponibilă (disponibilul turbinelor),

la generatorul 1 = 2,
la generatorul 2 = 2,
la generatorul 3 = 0,75
Total 4,75.

Puterea reactivă totală consumată de 30 MVAR sau în unități relative

$$Q_s = 1$$

— admitanța acestei sarcini cu tensiunea $U_n = 1$

$$Q_s = U_s^2 \times Y_s \text{ de unde } Y_s = 1.$$

★

Cu datele de mai sus se deduc imediat unghiurile generatorilor și tensiunile lor interne dacă se face și repartiția puterii reactive $Q_s = 1$ pe cei trei generatori.

Presupunem că generatorul cel mai apropiat de consumație și anume generatorul 3, se încarcă pînă la limită. Puterea lui aparentă fiind 1,12 (33,5 MVA) și avînd o încărcare activă de 0,75 (22,5 MW) el se poate încărca maximum cu 0,865 (sau 25,6 MVAR). Restul de putere reactivă de 0,135 este luată de grupul 2, iar grupul 1 funcționează cu factor de putere egal cu 1.

Să stabilim acum pe rînd ordonatele și abscisele pentru fiecare generator în parte, pentru funcționarea cu tensiune nominală $U_n = 1$.

Pentru generatorul 1,

Ordonata $\frac{P_1}{U} = \frac{1,5}{1} = 1,5$.

Abscisa $= (Y_1 + Y_s).\ U = (1 + 0).\ 1 = 1.$

Pentru generatorul 2,

Ordonata $\frac{P_2}{U} = \frac{1,5}{1} = 1,5$.

Abscisa $(Y_2 + Y_s).\ U = (2 + 0,135).\ 1 = 2,135.$

Pentru generatorul 3,

Ordonata $\frac{P_3}{U} = \frac{0,75}{1} = 0,75$.

Abscisa $(Y_3 + Y_s).\ U = (1,33 + 0,865).1 = 2,195.$

Cu aceste valori se poate trasa diagrama de funcționare (fig. 18), din care rezultă imediat unghiurile prin măsurare directă pentru fiecare generator, iar tensiunile interne prin măsurarea vectorilor ce rezultă pentru fiecare mașină în parte; sau se poate calcula fiecare element astfel:

Pentru generatorul 1, $\operatorname{tg} \delta_1 = \frac{1,5}{1} = 1,5$; $\delta_1 = 56°20'$.

Pentru generatorul 2, $\operatorname{tg} \delta_2 = \frac{1,5}{2,135} = 0,714$; $\delta_2 = 36°35'$

Pentru generatorul 3, $\operatorname{tg} \delta_3 = \frac{0,75}{2,195} = 0,342$; $\delta_3 = 19°$.

Vectorii reprezentînd diverșii generatori sînt:

Pentru generatorul 1, Y_1. $E_1 = \sqrt{1^2 + 1,5^2} = 1,8$.

Pentru generatorul 2, Y_2. $E_2 = \sqrt{1,5^2 + 2,135^2} = 2,61$.

Pentru generatorul 3, Y_3. $E_3 = \sqrt{0,75^2 + 2,195^2} = 2,34$.

De unde se deduc tensiunile interne:

$$E_1 = \frac{1,8}{1} = 1,8,$$

$$E_2 = \frac{2,61}{2} = 1,3,$$

$$E_3 = \frac{2,34}{1,33} = 1,76.$$

Stabilitatea statică a sistemului se deduce imediat, din examinarea derivatei $\frac{(dQ)}{'d\,U}$ obținînd, cum am arătat, dacă măsurăm pe diagramă lungimea CC' și lungimile $Oa + Ab + Bc$ și facem diferența $\frac{dQ}{dU} = Oa + Ab + Bc - 2\ Oc'$, sau

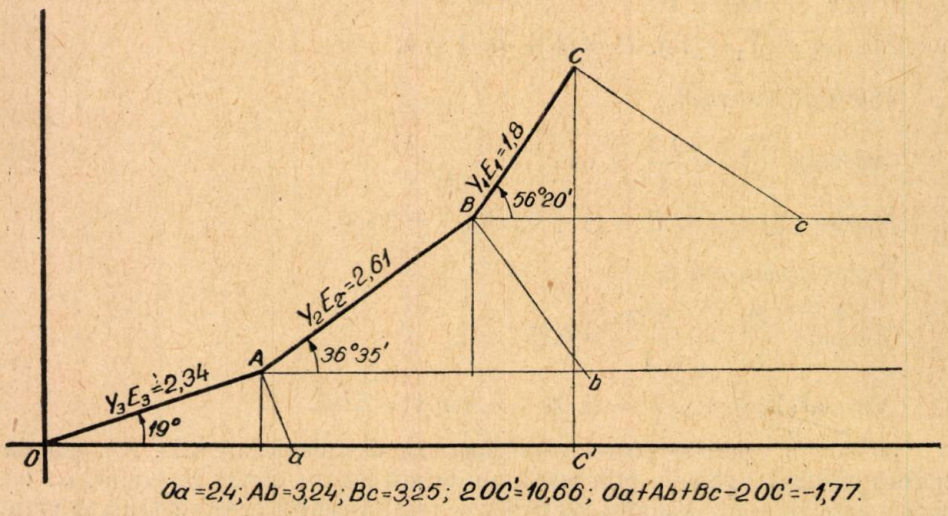


Fig. 18. — Diagrama de funcționare a sistemului.

analitic, $Oa = \frac{2{,}34}{\cos 19°} = 2{,}4$; $Ab = \frac{2{,}61}{\cos 36°35'} = 3{,}24$; $Bc = \frac{1{,}8}{\cos 56°20'} = 3{,}25$;

$Oc' = 2{,}195 + 2{,}135 + 1 = 5{,}33$; $Oa + Ab + Bc = 2{,}4 + 3{,}24 + 3{,}25 = 8{,}89$;

$\frac{dQ'}{dU} = 8{,}89 - 10{,}66 = -1{,}77$.

Se deduce deci că sistemul este stabil.

Regimul II (fig. 19). Puterea activă cu 0,25 unități (0,25 × 30 = 7,5 MW), și din punct de vedere economic este interesant a se încărca cu această putere numai generatorul 1. Presupunem că pe bară tensiunea rămîne constantă. În acest caz, pentru a putea păstra tensiunea U neschimbată, trebuie mărită excitația generatorului 1, pentru a se mări vectorul $Y_1 E_1$ pe diagramă, pînă ce proiecția lui pe axa ordonatelor va deveni 1,75 în loc de 1. Unghiul devine

$$\operatorname{tg} \delta_1 = \frac{1{,}75}{1} = 1{,}75;\ \delta_1 = 60°40';\ \cos \delta_1 = 0{,}489;\ \sin \delta_1 = 0{,}872;$$

$$Y_1E_1 = \frac{1}{\cos \delta_1} = 2{,}05;\ Bc = \frac{2{,}05}{\cos \delta_1} = \frac{2{,}05}{0{,}489} = 4{,}2$$

(se poate măsura direct pe grafic).

Derivata $\frac{dQ}{dU}$ devine

$$\frac{dQ'}{dU} = 2{,}4 + 3{,}24 + 4{,}2 - 2 \times 5{,}33 = -0{,}82.$$

Regimul este încă stabil (nu este recomandabil).

Regimul III (fig. 20). Intervine o sarcină activă temporară de 0,25 unități relative, pe care uzina 1 ar putea-o lua. Să se controleze dacă acest lucru este recomandabil din punctul de vedere al stabilității. Dacă se presupune că și aici tensiunea

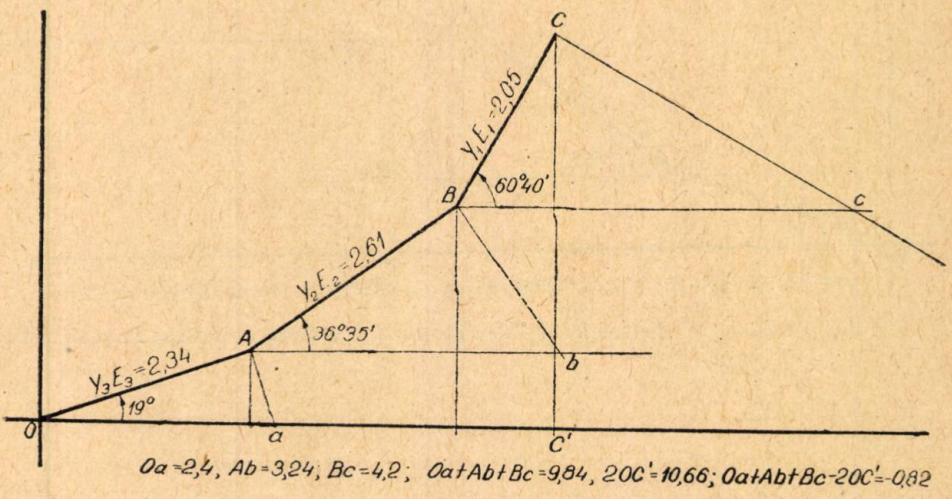


Fig. 19. — Regimul II de funcționare. Generatorul I se încarcă cu încă 7,5 MW $-P_1=$ $= 52{,}5$ MW.

barei U rămîne constantă, trebuie reglată din nou tensiunea E, obținînd un nou vector $Y_1 E_1$, după cum urmează:

Puterea P_1 devine 2.

$$\operatorname{tg} \delta_1 \text{ devine } \frac{2}{1} = 2.$$

Unghiul $\delta_1 = 63°30'$; $\sin \delta_1 = 0{,}895$; $\cos \delta_1 = 0{,}446$.

$$Y_1E_1 = \frac{1}{\cos \delta_1} = 2{,}24; \quad Bc = \frac{2{,}24}{\cos \delta_1} = \frac{2{,}24}{0{,}446} = 5{,}1.$$

(se poate măsura direct pe grafic).

$$\frac{dQ}{dU} = 2{,}4 + 3{,}24 + 5{,}1 - 10{,}66 = +0{,}08.$$

Regim instabil, grupul 1 era deja prea încărcat în regimul II.

Regimul IV (fig. 21). Plecînd de la situația din regimul III, să presupunem că se adaugă pe bara 3 un motor sincron, care va prelua total puterea reactivă, avînd o putere de 1 în unități relative (30 MVA) și o reactanță internă sincronă la plină sarcină de 0,5, adică

$$Y_m = \frac{1}{0{,}5} = 2;$$

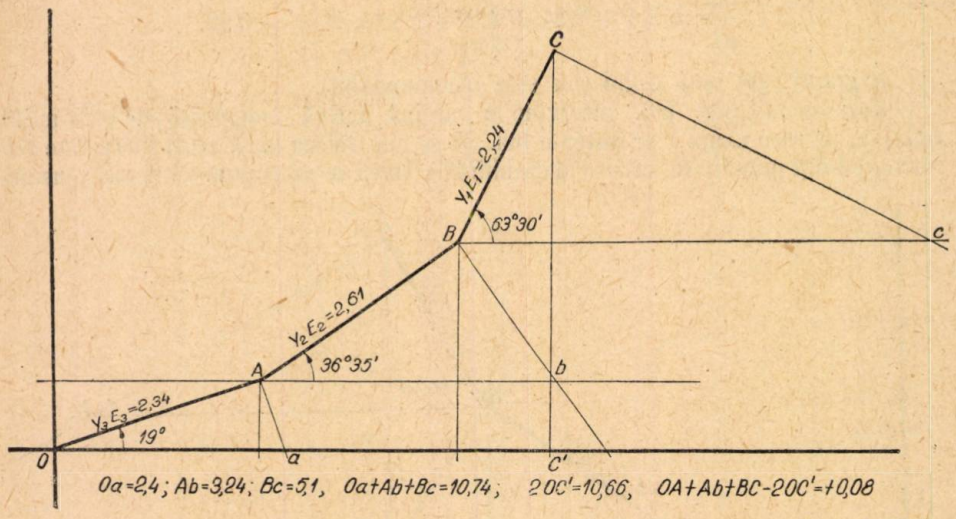


Fig. 20. — Regimul III de funcționare. Generatorul G_1 se încarcă la puterea $P_1 = 60$ MW.

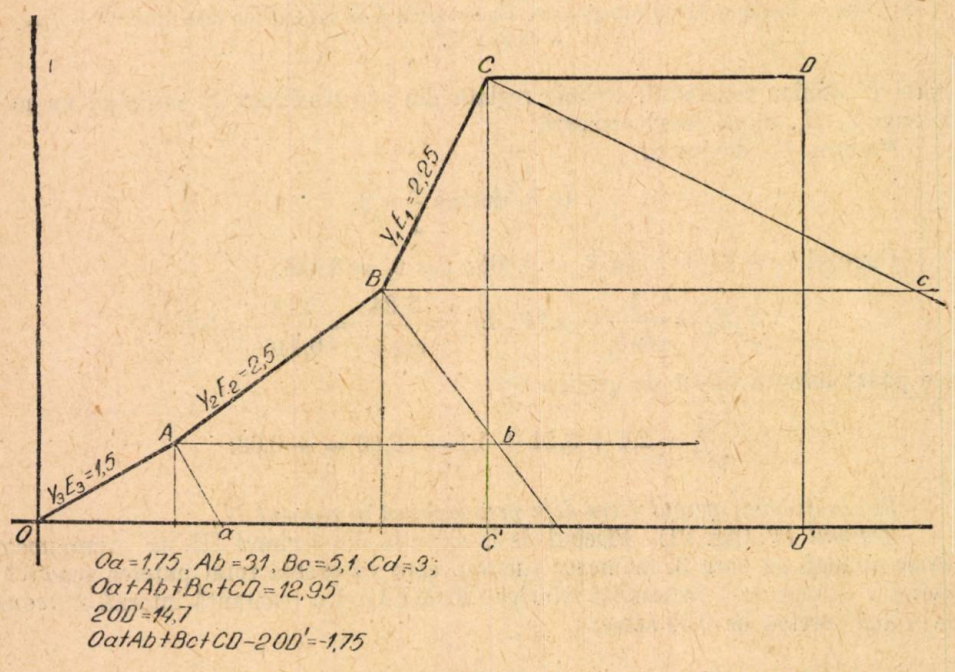


Fig. 21. — Regimul IV de funcționare. Puterea reactivă este debitată de un motor sincron supraexcitat.

motorul sincron se reprezintă prin coordonatele

$$y = 0 \text{ (puterea activă nulă)}$$

$x = (Y_m + Y_s)\, U = (2 + 1)\, 1 = 3$ (Pentru tensiunea $U = 1$ în regim normal),

Pentru toate celelalte 3 grupuri avem coordonatele pentru tensiunea $U = 1$,

generatorul 1 : $y = 2$ (putere activă egală cu 2),

$$x = 1,$$

generatorul 2: $y = 1{,}5$,

$$x = 2,$$

generatorul 3: $y = 0{,}75$,

$$x = 1{,}33.$$

Aceste valori se pun pe diagramă (fig. 19), fără nici un alt calcul. Se deduce pe diagramă:

$$\frac{dQ'}{dU} = Oa + Ab + Bc + CD - 2.\ OD' = -1{,}75.$$

Regimul devine stabil.

Regimul V (fig. 22). Să descărcăm grupul sincron de putere reactivă complet. În acest caz sîntem în situația regimului III, toate grupurile rămîn cu același unghi

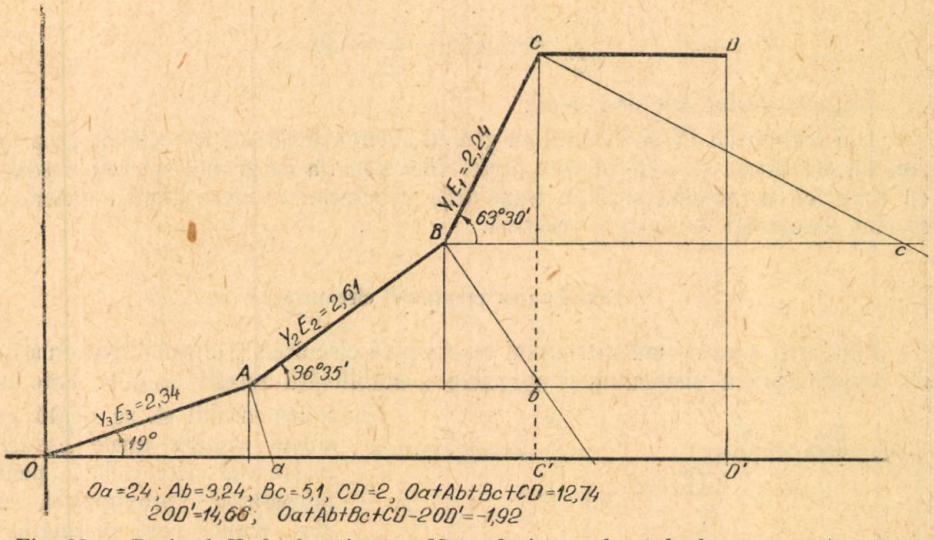


Fig. 22. — Regimul V de funcționare. Motorul sincron legat la bare, nu este supra-excitat.

față de tensiunea U ca în acest regim, încărcările active și reactive rămînînd aceleași.

În acest caz, grupul sincron are următoarele coordonate:

$$y = 0,$$

$$x = Y_m E_m = Y_m U = Y_m \cdot 1 = 2.$$

Deoarece tensiunea U a rămas aceeași, scara tensiunilor este și ea aceeași, ca în cazul regimului III, căci ea se măsoară prin

$$U = 1 = \frac{O'c'}{\Sigma Y + Y_m}, \text{ în loc de}$$

$$U = 1 = \frac{OC'}{\Sigma Y}, \text{ în cazul regimului III.}$$

Dar cum în cazul noului regim

$$O'c' = \frac{OC' \cdot (\Sigma Y + Y_m)}{\Sigma Y}$$

(s-a notat cu $\Sigma Y = (Y_1 + Y_2 + Y_3 + Y_s)$.

Toți vectorii reprezentînd generatori Y_1E_1, Y_2E_2 etc., rămîn identici și deci diagramei făcute pentru regimul III i se deplasează originea O și O' cu lungimea $Y_m \cdot 1 = 2$.

În acest caz, în expresia derivatei se va adăuga

cu semnul $+ 2 (Y_m \cdot 1)$,

cu semnul $- 2 \cdot 2 (2Y_m \cdot 1)$,

adică rezultînd $-2 \cdot$

Deci

$$\frac{dQ'}{dU} = + 0{,}08 - 2 = 1{,}92.$$

Regimul devine din nou stabil.

Din regimurile IV și V, unul cu grupul sincron încărcat, iar celălalt cu grupul sincron descărcat, se vede că este preferabilă situația cu grupul sincron *descărcat*, cu toate că în această situație unghiurile generatorilor cresc pentru generatorii ce sînt descărcați de energia reactivă.

2. Considerarea rezistenței circuitelor

Pînă aici s-au considerat numai reactanțele circuitelor, obținîndu-se un sistem de reprezentare a sistemului și apreciere a stabilității relativ simplu. Este însă indispensabil să se poată considera pentru unele cazuri și rezistența circuitelor, pentru micșorarea aproximației, mai ales atunci cînd pierderile de putere și energie în rețele sînt mari.

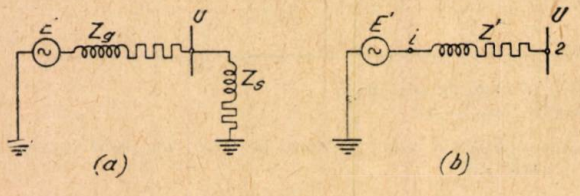


Fig. 23. — Reducerea schemelor cu sarcini considerate ca alcătuite din rezistențe și reactanțe.

Observăm că, dacă se consideră și rezistențele circuitelor, puterile active ar putea fi înlocuite comod peste tot în scheme prin rezistențe corespunzătoare. În acest caz, legea de variație a puterii active cu tensiunea devine, atît pentru sarcini, cît și pentru pierderi $P = KU^2$, așa cum de multe ori se consideră în calcule apro-

ximative. Schemele, conținînd numai reactanțe și rezistențe, se pot astfel reduce la cazuri simplificate, rezistența care corespunde sarcinii putînd fi combinată cu impedanțele generatorilor în circuite unice. Astfel dăm de exemplu în figura 23 *a*, în care sarcina activă și reactivă după o bară cu tensiune U (*a*) se combină într-un circuit unic corespunzînd impedanței generatorului (fig. 23 *b*), căruia i se schimbă în acest caz tensiunea internă

$$\left(Z' = \frac{Z_s \cdot Z_g}{Z_s + Z_g}, \text{ iar } E' = E \cdot \frac{Z_s}{Z_g + Z_s}\right).$$

Să vedem acum ce devine reprezentarea grafică a unui sistem redus la o bară unică, dacă se consideră că admitanțele generatorilor conțin și rezistențe, adică sînt de tipul din figura 22 *b*.

Dacă notăm admitanța $Y \underline{|-\psi}$

$$\text{în care } \psi = \text{arc tg} \frac{x}{r},$$

$$\text{iar } y = \frac{1}{z}.$$

Z fiind modulul impedanței, puterile debitelor de un generator cu o forță electromotrice E, prin o impedanță Z sau admitanță y pe o bară cu tensiune U, se pot scrie

$$P_g + j\,Q_g = E \underline{|\delta} \cdot E \underline{|-\delta} Y \underline{|\psi} - E \underline{|\delta} \cdot U.Y \underline{|\psi},$$

analog puterile primite pe bare cu tensiune U pot fi scrise

$$P + j\,Q = E \underline{|-\delta} \cdot U.Y \underline{|\psi} - U^2 Y \underline{|\psi}. \tag{29}$$

După cum se vede, s-a luat ca origine tensiunea U a barei. Unghiul δ este unghiul pe care îl face tensiunea E cu originea luată U. Unghiurile de fază ale vectorilor conjugați s-au luat bineînțeles mai sus cu semnul minus. Dezvoltînd expresia (29) a puterilor ce sosesc pe bară de la generator, obținem

$$P + jQ = -Y.\ U^2 [\cos \psi + j \sin \psi] + YEU\ [\cos (\psi - \delta) + j \sin (\psi - \delta)]$$

sau identificînd puterile active și reactive

$$P = YEU \cos (\psi - \delta) - YU^2 \cos \psi,$$
$$Q = YE\,U \sin (\psi - \delta) - YU^2 \sin \psi. \tag{30}$$

Dacă înlocuim unghiul ψ cu unghiul $\alpha = 90° - \psi$ sau

$$\alpha = \text{arc tg} \frac{r}{x}$$

obținem

$$P = YE.\ U \sin (\delta + \alpha) - YU^2 \sin \alpha, \tag{31}$$

iar pentru puterea reactivă

$$Q = Y.\ E.\ U \cos (\delta + \alpha) - YU^2 \cos \alpha. \tag{32}$$

Împărțim și expresiile de mai sus cu U pentru ca primul termen al membrului doi să nu conțină tensiunea variabilă a barei. Obținem

$$\frac{P}{U} = YE \sin(\delta + \alpha) - Y U. \sin \alpha . \tag{33}$$

$$\frac{Q}{U} = YE \cos(\delta + \alpha) - Y U \cos \alpha . \tag{34}$$

Dacă însemnăm consumația de putere reactivă cu

$$Q = Y_s . U^2 \cos \alpha_s$$

atunci expresia (34) devine

$$\sum_{m=1}^{n} Y_m E_m \cos(\delta_m + \alpha_m) = \sum_{m=1}^{n} (Y_m + Y_s) \cos \alpha_m U . \tag{35}$$

Expresia derivatei puterii reactive (formula 5) devine

$$\frac{d(Q_g - Q_s)}{d U} = \sum_{m=1}^{n} \frac{Y_m \cdot E_m}{\cos(\delta_m + \alpha_m)} - 2\left(\sum_{m=1}^{n} Y_m \cos \alpha_m + Y_s \cos \alpha_s\right) U. \tag{36}$$

Aici fiecare din unghiurile δ_1, δ_2, δ_3 etc. devin $\delta_1 + \alpha_1$; etc., iar admitanțele în loc de Y_1. Y_2, Y_3 etc. devin $Y_1 \cos \alpha_1$, $Y_2 \cos \alpha_2$, $Y_3 \cos \alpha_3$ etc.

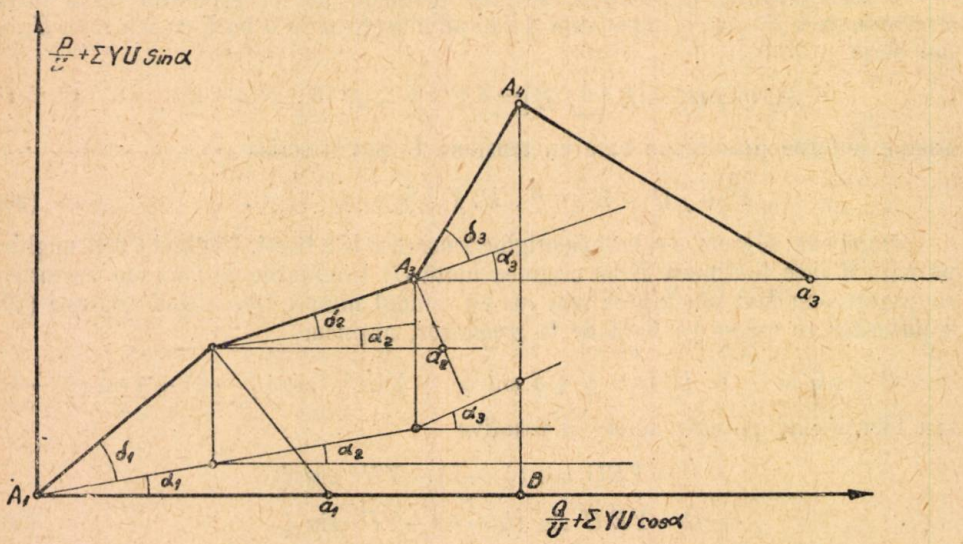


Fig. 24. — Reprezentarea grafică, ținînd seama și de rezistența circuitului. Unghiurile α_1, α_2, α_3 etc. sînt unghiurile impedanțelor.

Din expresiile (35) și (36) se vede că această derivată se poate afla identic ca în cazul cînd se neglijau rezistențele, adică pe figura 24 se adună segmentele A_1a_1; A_2a_2; A_3a_3 etc., care dau termenul pozitiv al derivatei și se scade de două ori dreapta AB, care, conform relației de echilibru a puterilor reactive (35), conduce la jumătatea termenului negativ al derivatei.

Observăm că expresia (36) a derivatei presupune că s-au considerat puterile active constante, după cum rezultă din felul în care a fost dedusă, cu toate că poziția

de echilibru a fost dedusă considerîndu-se și pierderile în cupru. Astfel se consideră că deplasarea între două puncte se face ținînd seama de pierderi și deci de o formulă mai complexă a variației puterii cu tensiunea, pe cînd deplasările mici în jurul unui punct se fac fără variație a puterii active, puterile mecanice la arborele mașinilor rămînînd constante. Acest fel de interpretare este acoperitor, situațiile cu considerarea puterilor mecanice variabile fiind mai favorabile stabilității.

În alte lucrări se vor publica și exemple de calcul considerînd și rezistența. De altfel, astfel de calcule, după cum se vede, nu sînt diferite de cele în care s-au neglijat rezistențele, diagramele fiind analoge.

НОВЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УСТОЙЧИВОСТИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ (ЕДИНЫЙ ЭКВИВАЛЕНТНЫЙ ПОТРЕБИТЕЛЬ)

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор исследует вопросы статической устойчивости электрических систем при помощи метода «единого эквивалентного потребителя», пользуясь критерием производной реактивной мощности $\left(\frac{dQ}{dU}\right)$, предложенным в 1938 г. И. М. Марковичем и С. Бруком.

Рассмотрев общие понятия статической устойчивости (устойчивость угла $\frac{dP}{d\delta}$ и устойчивость напряжения $\left(\frac{dQ}{dU}\right)$, автор переходит к предложенному методу «единого эквивалентного потребителя» и указывает наглядный графический способ определения устойчивости.

Автор показывает, что главным преимуществом предлагаемого метода является предоставляемая им возможность оценки влияния всех групп исследуемой системы.

Далее автор рассматривает возможность практического использования этого метода в общем и частном случае при исследовании различных характеристик изменения активной мощности в связи с напряжением.

В заключение приводится несколько простых примеров применения описываемого метода.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Наименьшая система, служащая моделью для исследования устойчивости.

Рис. 2. — Кривая 1 — $Qg = f(U)$; кривая 2 — $Qs = f(V)$.

Рис. 3. — Распределительная шина энергетической системы, с которой соединены разные заводы (1, 2, 3) и передаточные линии (5,6).

Рис. 4. — 1 — эквивалентный генератор; 2 — синхронный двигатель, представляющий собой потребление тока от распределительной шины с напряжением U.

Рис. 5. — Схема исследования пониженной устойчивости в едином потребителе (P, Q); в этой схеме все заводы представлены в состоянии действительной нагрузки.

Рис. 6. — Функционирование генераторов, питающих единый эквивалентный потребитель током напряжения U.

Рис. 7. — Графическое изображение системы из трех генераторов.
Рис. 8. — Единый эквивалентный генератор при различных решениях, касающихся составляющих его генераторов.
Рис. 9. — Замена нагрузки эквивалентным синхронным двигателем.
Рис. 10. — Изображение обоих генераторов.
Рис. 11. — Изображение энергетической системы.
Рис. 12. — Уменьшение системы (рис. 11). Схема b, сведенная к «единому потребителю».
Рис. 13a. — Распределение реактивного сопротивления путем трансформирования трехконечной звездой (a и b).
Рис. 13b. — Распределение реактивного сопротивления при одинаковых падениях напряжения.
Рис. 14. — Кривые a, b, c с различными статическими характеристиками активной мощности.
Рис. 15. — Кривая распределения мощностей.
Рис. 16. — Изображение системы с единым потребителем с четырьмя генераторами.
Рис. 17. — a — исследуемая система; b — уменьшенная система (нагрузка в точке 2 может не приниматься во внимание).
Рис. 18. — Диаграмма функционирования системы.
Рис. 19. — Функционирование на режиме II. Генератор I получает дополнительную нагрузку в 7,5 MW — $P_1 = 52{,}5$ MW.
Рис. 20. — Функционирование на режиме III. Генератор G_1 приобретает нагрузку мощностью $P_1 = 60$ MW.
Рис. 21. — Функционирование на режиме IV. Реактивная мощность дебитируется перевозбужденным синхронным двигателем.
Рис. 22. — Функционирование на режиме V. Синхронный двигатель, соединенный с распределительной шиной не перевозбужден.
Рис. 23. — Уменьшение схем с исключением нагрузок, считающихся состоящими из сопротивлений и реактанс.
Рис. 24. — Графическое изображение с учетом сопротивления цепи. Углы $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ и пр. представляют собой углы импеданс.

UN NOUVEAU MOYEN D'APPRÉCIER LA STABILITÉ DES SYSTÈMES ÉNERGÉTIQUES

(CONSOMMATEUR UNIQUE ÉQUIVALENT)

(RÉSUMÉ)

L'Auteur examine les problèmes ayant trait à la stabilité statique des systèmes électriques, au moyen de la méthode du « consommmateur équivalent », en utilisant le critère de la dérivée de la puissance réactive $\left(\frac{dQ}{dU}\right)$ proposé par I. M. Marcovici et S. Bruk en 1938.

Après avoir analysé les notions générales concernant la stabilité statique (stabilité de l'angle $-\frac{dP}{d\delta}$ et stabilité de la tension $\frac{dQ}{du}$) on discute la méthode proposée, savoir: « le consommateur unique équivalent » et on indique une méthode graphique suggestive pour l'appréciation de la stabilité.

L'Auteur démontre que le principal avantage de la méthode proposée réside dans la possibilité d'apprécier l'influence de tous les groupes du système.

On étudie ensuite les possibilités d'application pratique de cette méthode dans le cas général et dans les cas particuliers, considérant les différentes caractéristiques de la variation de la puissance active en fonction de la tension.

Pour finir, on donne quelques exemples d'application de la méthode proposée.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Le système le plus réduit, considéré dans l'analyse de la stabilité comme modèle.
Fig. 2. — Courbe 1 — $Qg = f(U)$; Courbe 2 — $Qs = f(V)$.
Fig. 3. — La barre d'un système énergétique quelconque auquel sont connexées diverses usines (1, 2, 3) et lignes de départ (5, 6).
Fig. 4. — 1) Générateur équivalent; 2) Moteur synchrone représentant la consommation sur la barre ayant la tension U.
Fig. 5. — Schéma analytique de la stabilité réduite à un consommateur unique (P, Q). Toutes les usines sont figurées en état de charge réelle.
Fig. 6. — Représentation du fonctionnement des générateurs qui alimentent un consommateur unique équivalent, ayant la tension U.
Fig. 7. — Représentation graphique du système à trois générateurs.
Fig. 8. — Générateur unique équivalent, dans les différentes solutions pour les générateurs qui le composent.
Fig. 9. — Remplacement de la charge par un moteur synchrone équivalent.
Fig. 10. — Représentation des deux générateurs.
Fig. 11. — Représentation d'un système énergétique.
Fig. 12. — Réduction du système représenté dans la figure 11. Schéma *b* réduit à un « consommateur unique ».
Fig. 13 *a*. — Répartition de la réactance par la transformation étoile-triangle (*a* et *b*).
Fig. 13 *b*. — Répartition de la réactance en vue d'arriver à des chutes identiques de tension.
Fig. 14. — Courbes *a*, *b*, *c*, avec différentes caractéristiques statiques de la force active.
Fig. 15. — Courbe d'une certaine répartition des puissances.
Fig. 16. — Représentation d'un système à consommateur unique à quatre générateurs.
Fig. 17. — *a)* Système étudié; *b)* Système réduit (la charge au point 2 est négligeable).
Fig. 18. — Diagramme de fonctionnement du système.
Fig. 19. — Régime II de fonctionnement. A la charge du générateur s'ajoute 7,5 MW — $P_1 = 52{,}5$ MW.
Fig. 20. — Régime III de fonctionnement. Le générateur G_1 est chargé à la puissance $P_1 = 60$ MW.
Fig. 21. — Régime IV de fonctionnement. La puissance réactive est débitée par un moteur synchrone surexcité.
Fig. 22. — Régime V de fonctionnement. Le moteur synchrone, connexé aux barres, n'est pas surexcité.
Fig. 23. — Réduction des schémas à charges considérées composées de résistances et de réactances.
Fig. 24. — Représentation graphique, compte tenu de la résistance du circuit aussi. Les angles α_1, α_2, α_3, etc. sont les angles des impédances.

BIBLIOGRAFIE

1. I. M. Marcovici, *Sistemele electrice şi regimurile lor*. Ed. energetică de stat, Bucureşti 1952.
2. P. Dimo, *Cauza supratensiunilor prelungite în reţelele cu neutrul izolat*. Studii şi cercetări de energetică, an. III, nr. 1—4, ianuarie—decembrie 1953, p. 15.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

ELECTROTEHNICĂ

ÎNCĂRCĂRI NESIMETRICE LA GENERATOARELE SINCRONE *)

DE

CESAR PARTENI ANTONI

I. Încărcările nesimetrice ale liniilor au ca urmare provocarea de disimetrii în valorile curenților produși de generatoarele care alimentează transformatoarele cuplate între ele și linie. Importanța disimetriei la generatoare este în legătură cu natura montajului la transformatoare și cu modul de tratare al nulului de înaltă tensiune.

Funcționarea liniilor în două faze, din cauza unei întreruperi unipolare pe faza defectă are ca urmare crearea unei disimetrii, care se transmite la generator prin intermediul transformatoarelor care ridică tensiunea. Se înțelege că influențe vor fi și asupra mașinilor și aparatelor alimentate în joasă tensiune de transformatoarele coborîtoare. În cele ce urmează ne vom ocupa numai de efectele produse asupra generatoarelor de încărcările nesimetrice ale liniilor.

O disimetrie în linie se manifestă prin apariția unei componente inverse în sistemul de curenți care, la generator, parcurge înfășurările statorului.

Cunoscînd importanța disimetriei și constantele liniei, transformatoarelor și generatoarelor se poate determina mărimea curentului invers care va circula în stator. Presupunem că acest element este cunoscut și nu ne ocupăm de posibilitățile de calculare.

II. Prezența componentei inverse în stator are mai multe urmări asupra funcționării generatorului:

1. Se va produce o încălzire suplimentară în stator prin efect Lenz-Joule, datorită circulației curentului invers.

2. Curentul invers, care circulă în cele trei faze ale statorului, va da naștere la un cîmp învîrtitor, care se va roti în sens contrar față de sensul de rotație al sistemului inductor al generatorului.

Apariția acestui cîmp învîrtitor de sens invers, avînd aceeași pulsație ω ca și cîmpul principal, va avea ca efect inducerea unor f.e.m. de frecvență 2ω în rotor și în circuitul acestuia. Va fi un efect asemănător cu acela produs de cîmpul invers în alternatoarele monofazate.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 noiembrie 1953.

3. Cîmpul invers produce totodată un cuplu alternativ de frecvență dublă. La generatoarele cu poli separați, acest cuplu de frecvență dublă poate produce o creștere importantă a vibrațiilor, care să împiedice funcționarea normală a mașinii.

a) Presupunem că generatorul nu este prevăzut cu amortizori. Vom avea o serie de pierderi suplimentare în rotor, față de funcționarea simetrică a generatorului:

α) În înfășurările de excitație vor lua naștere f.e.m. și curenți de pulsație 2ω, care se vor suprapune peste curentul de excitație normal în curent continuu, încît pierderile se vor mări în acest circuit.

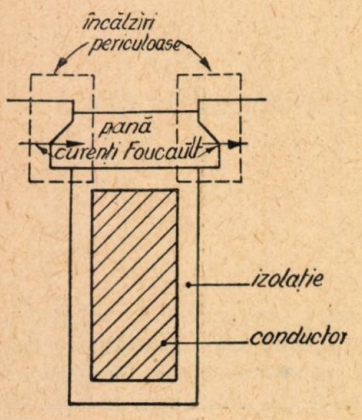


Fig. 1. — Circulația curenților Foucault, datoriți componentei inverse, care produc pierderi suplimentare în regiunea periferică a rotorului și în pană.

β) În masa de fier a rotorului vor lua naștere puternici curenți Foucault, datorită cîmpului de frecvență dublă și vor fi, prin urmare, pierderi importante.

În figura 1 se arată circulația curenților Foucault în regiunea periferică a rotorului și în pană. Din cauza rezistenței mari dintre dinte și pană, se pot produce încălziri care să ducă la deteriorarea izolației din crestături, unde se găsește bobinajul inductor (în cazul construcțiilor cu bobinaj repartizat).

Curenții paraziți, care se formează, circulă în lungul rotorului și se închid prin suprafețele frontale. Acestea joacă rolul unor inele de scurtcircuitare față de curenții de frecvență dublă care iau naștere. În cazul că rotorul este prevăzut cu bandaje de fixare pentru capetele de bobine, curenții Foucault se vor închide parțial prin dinți, prin penele din crestături și prin bandaje. Se vor produce în unele cazuri încălziri locale în aceste puncte, care pot deveni periculoase.

Dacă pana iese din șanț și se atinge de bandaj, contactul electric se face prin rezistență și fiind nesigur, se pot produce puternice încălziri locale. Se ajunge la formarea de arcuri electrice, care topesc porțiuni din suprafața dintelui, a penei și a bandajului. Este deci necesar să fie un interval suficient între bandaj și dinți, iar pana să nu depășească marginea frontală a dintelui, sau dacă o depășește, să se asigure un contact sigur cu bandajul.

b) Dacă generatorul este prevăzut cu amortizori, situația pierderilor suplimentare va fi următoarea:

α) În amortizori vor apărea f.e.m. și curenți de circulație, ceea ce va da naștere la pierderi prin efect Lenz-Joule în acest circuit.

β) Pierderi suplimentare se vor mai produce și în bobinajul de excitație ca și la punctul $a - \alpha$.

γ) Pierderi prin curenți Foucault în masa de fier a rotorului ca și la punctul $a - \beta$.

Pierderile de sub ultimele două puncte $b - \beta$ și $b - \gamma$ vor depinde de gradul de amortizare al generatorului. Cu cît amortizarea va fi mai bună, adică va fi mai mult cupru, cu atît pierderile $b - \beta$ și $b - \gamma$ vor fi mai scăzute; în schimb se vor mări pierderile $b - \alpha$ în circuitul amortizor.

În ambele cazuri vom avea următoarele pierderi:

a) Pierderi prin histerezis în masa rotorului, care în mod normal nu există. În cazul de care ne ocupăm, aceste pierderi vor apare, căci rotorul este sediul unei variații de flux, situație care nu era la funcționarea simetrică.

b) Pierderi de suprafață la stator și rotor.

c) Pierderi prin pulsația dinților.

Situația este diferită de funcționarea generatoarelor în regim nesimetric după modul de construcție a rotorului, adică dacă este cu poli separați sau cu bobinaj repartizat (tip turbo-alternator).

Evaluarea încălzirilor locale datorite unor construcții sau execuții necorespunzătoare nu se poate face; acestea corespund unor defecte ale mașinii și ca majoritatea avariilor scapă calculului. Posibilitatea de a cunoaște, cel puțin aproximativ, pierderile curente suplimentare în rotor, datorite componentei inverse, va putea totuși să ne informeze în ce măsură se poate crește componenta inversă, fără pericol pentru mașină, la o construcție și execuție normală.

III. În exploatare se pune o problemă importantă și anume de a se cunoaște care este încărcarea admisibilă a unui generator în regim nesimetric.

Există părerea că, curentul invers nu trebuie să depășească 5—10% din curentul normal, independent de încărcarea generatorului și de tipul de construcție.

I. A. Sîromiatnikov [1] și [2], în studiile sale cu privire la funcționarea generatoarelor sincrone nu este de acord cu acest criteriu, pe motivul just, că nu se ține seamă de modul de construcție a mașinii și nici de încărcarea la care funcționează.

La încărcarea nesimetrică, acest autor este de părere că limita admisibilă trebuie astfel determinată, încît:

a) În faza cea mai încărcată a statorului să nu se depășească curentul normal al mașinii.

b) Să nu se producă în nici o parte a rotorului încălziri locale, care să treacă peste limitele de temperatură compatibile cu clasa de izolare a materialului respectiv.

c) Vibrațiile mecanice care se produc, în special la hidrogeneratoare, să nu împiedice buna funcționare a mașinii.

Plecînd de la condiția ca încălzirea bobinajului de excitație la încărcare nesimetrică să fie la fel ca și la încărcarea simetrică normală, în urma mai multor calcule, autorul citat ajunge la relația

$$\frac{I_d}{I} = \frac{\sqrt{(v_n-1)^2 + (v_n^2-1)\left[(v_n-1)^2 + v_n^2\,\varepsilon^2\,K_1\,\frac{P_{sn}}{P_{ex}}\right]} - (v_n-1)}{(v_n-1)^2 + v_n^2\,\varepsilon^2\,\frac{K_1 P_{sn}}{P_{ex}}} \qquad (1)$$

în care

I_d este curentul direct, în A;

I curentul normal, în A;

$v_n = \frac{I_e}{I_0}$ excitația nominală relativă;

I_e curentul de excitație la încărcarea normală, în A;

I_0 curentul de excitație la mersul în gol, în A;

I_i curentul invers, în A;

$\varepsilon = \frac{I_i}{I_i}$ gradul de disimetrie;

K_1 un coeficient mai mic decît unitatea, care ține seamă de acea parte a pierderilor suplimentare care influențează încălzirea bobinajului de excitație. La mașinile cu poli separați $K_1 = 0{,}1-0{,}2$; la mașinile cu bobinaj repartizat $K_1 = 0{,}5-0{,}6$;

P_{sn} pierderi suplimentare în rotor cînd curentul invers este egal cu curentul normal, în W;

P_{ex} pierderile în circuitul de excitație la încăreare normală și simetrică în, W.

Se admite că factorul de putere rămîne neschimbat cînd variază gradul de disimetrie.

Considerînd factorul de putere $K = 0{,}8$, valoarea curentului de scurtcircuit 0,7 și $v_n = 2{,}3$, în figura 2 sînt date curbele care arată valoarea $\frac{I_d}{I}$ a raportului între curentul direct și curentul normal în funcție de $K_1 \frac{P_{sn}}{P_{ex}}$, pierderile suplimentare, reduse la curentul normal al statorului și raportate la pierderile de excitație la încărcarea normală. Se construiesc curbe care corespund la diferite grade de disimetrie. Curentul invers se determină din relația $I_i = \varepsilon I_d$.

Dacă factorul de putere este mai mare decît cel normal, autorul conchide că sar-

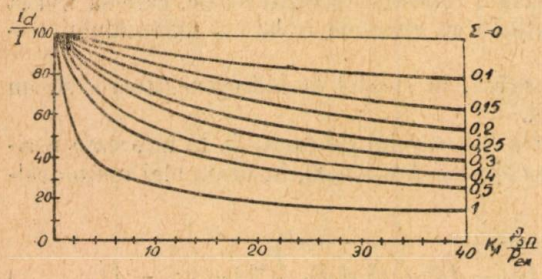


Fig. 2. $-\frac{I_d}{I} \cdot 100 = f\left(K_1 \frac{P_{sn}}{P_{ex}}\right)$ pentru diferite valori ale gradului de disimetrie ε. Se consideră $K = 0{,}8$, curentul de scurtcircuit 0,7 și $v_n = 2{,}3$ (curbe date de Sîromiatnicov)

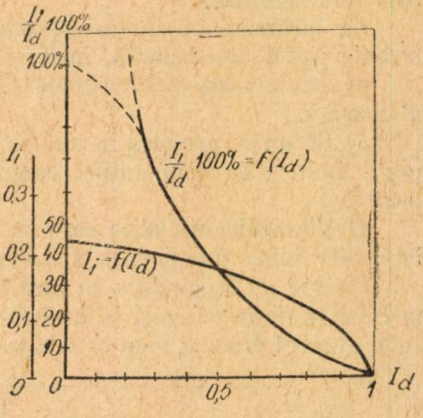


Fig. 3. $-I_i = f(I_d)$ și $\frac{I_i}{I_d} \cdot 100\% = f(I_d)$. Curbe trasate de Gheinin pentru un anumit turbogenerator.

cina nesimetrică admisibilă poate fi mărită. Determinarea disimetriei admisibile se face în acest caz prin metoda aproximației, folosindu-se caracteristicile generatorului și relația

$$\frac{I_i}{I} = \sqrt{\frac{P_{ex}}{K_1 P_{sn}} \left(1 - \frac{I_{1e}^2}{I_e^2}\right)}, \qquad (2)$$

în care I_{1e} este curentul de excitație la încărcarea nesimetrică considerată.

Utilizînd relaţiile arătate mai sus, N. G. Gheinin [3] a construit curbele reprezentate prin relaţiile

$$I_i = f(I_d),$$

$$\frac{I_i}{I_d} \cdot 100 = f(I_i),$$

în cazul unui anumit turbogenerator fabricat de Uzina « Electrosila ». Trasîndu-se curbe analoge şi în cazul altor maşini se pot deduce disimetriile admisibile pentru curenţi.

În figura 3 sînt reprezentate curbele obţinute pentru o anumită maşină. Se constată că pentru încărcări mai mari de 80%, disimetria trebuie redusă sub 10%.

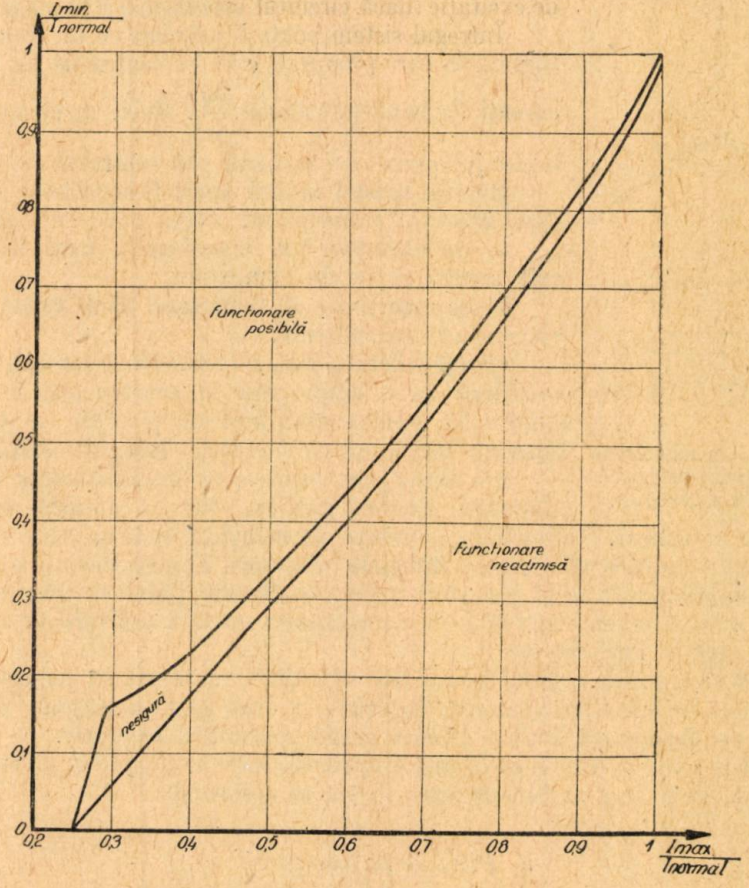


Fig. 4. — Determinarea grafică a gradului de disimetrie admisibil pentru alternatoare de o anumită fabricaţie.

Un alt mijloc de a aprecia posibilitatea de încărcare nesimetrică a unei categorii de alternatoare de anumită fabricaţie este de a trasa prin încercări o curbă ca în figura 4. Se ia în abscisă şi în ordonată respectiv:

$$\frac{\text{curentul maxim}}{\text{curentul normal}} \text{ şi } \frac{\text{curentul minim}}{\text{curentul normal}}.$$

în care curenții maxim și minim (în amperi) se referă la o anumită funcționare a mașinii.

Dacă punctul care rezultă pentru funcționare se găsește între axa ordonatelor și curbă, funcționarea este posibilă; dacă se găsește între cele două curbe, funcționarea este nesigură, iar dacă se găsește la dreapta curbei, atunci nesimetria este prea mare și funcționarea este inadmisibilă, căci ar duce la deteriorarea mașinii.

Figura 4 se referă la generatoare cu 2 poli, de puteri cuprinse între 500 și 10 000 kW, de o anumită fabricație [4].

IV. Apariția unui curent de componentă inversă în stator se manifestă prin producerea unui cîmp învîrtitor de frecvență dublă în raport cu rotorul. Vor lua naștere f.e.m. și curenți de frecvență dublă în bobinajul de excitație (dacă circuitul este închis) și în masa rotorului.

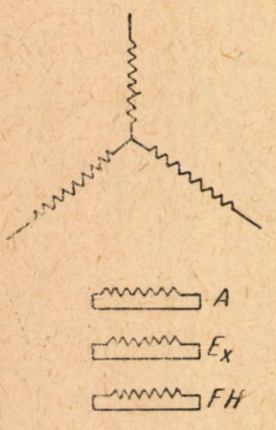


Fig. 5. — Schema echivalentă a unui alternator prevăzut cu amortizori.

Întregul sistem poate fi asimilat cu un transformator (fig. 5), în care primarul este alimentat de un sistem de curenți de frecvență dublă $\frac{2\omega}{p}$. Rolul de primar îl joacă bobinajul așezat pe statorul generatorului.

Rotorul acestei mașini poate fi considerat ca secundarul acestui transformator, avînd mai multe înfășurări:

a) de excitație *Ex*, monofazată, pusă în scurtcircuit asupra sursei de alimentare;

b) de amortizare *A*, polifazată, dacă există, pusă de asemenea în scurtcircuit;

c) masa fierului *FH*, care constituie rotorul, se poate considera ca o spiră pusă în scurtcircuit, în care va circula un curent dînd aceleași pierderi ca și curenții Foucault împreună cu pierderile prin histerezis.

Am avea, prin urmare, un transformator cu patru înfășurări. Studiul analitic, dus pe această cale, ar fi destul de complicat. Dificultatea, aproape de neînvins, ar fi în evaluarea inductanțelor mutuale care există între diversele înfășurări. Sîntem nevoiți a face unele ipoteze simplificatoare, după cum vom vedea mai departe, ținînd seamă și de situația reală din mașină, adică avînd în vedere importanța relativă a diverselor inductanțe mutuale, care ar intra în joc.

V. Ca să studiem regimul nesimetric admisibil, va trebui să punem condiția ca la mersul cu disimetria maximă, încălzirea în orice parte a mașinii, stator sau rotor, să nu depășească limitele admise pentru materialul respectiv.

În acest scop, va trebui să evaluăm pierderile care se produc în diversele părți ale mașinii, cînd aceasta funcționează în regim nesimetric.

a. *Pierderi în amortizori*

Presupunem că alternatorul este prevăzut cu amortizori și că inductorul este de tipul cu poli separați.

Vom cerceta care sînt pierderile în amortizori.

Notăm cu:

N numărul de conductori pe fază la stator;

N_a numărul total de bare la amortizor;

I_a curentul în amortizori, în A;

K_2 coeficientul de echivalență cu care trebuie înmulțită valoarea eficace a curentului indus, pentru ca fundamentala cîmpului, datorită acestui curent, să fie anulată de fundamentala cîmpului produs de amortizor. În această situație, cîmpul amortizor este coaxial cu spațiul interpolar, curenții fiind toți de același sens în barele polului (K_2 este fără dimensiuni).

K'_2 este valoarea aceluiași coeficient pentru cazul cînd axa cîmpului produs de amortizor coincide cu axa polului.

În această situație, curenții din barele amortizorului în cele două jumătăți ale polului sînt de sensuri contrare.

Valoarea eficace a curentului în bara amortizorului în A, presupusă că se găsește în axa polului, va fi

$$I_a = K_2 \frac{N}{N_a} I_i \cdot \tag{3}$$

Scriind relația (3) am admis că se neglijează curentul magnetizant al transformatorului format din statorul alternatorului și înfășurarea amortizoare, presupusă cu efect total. Această aproximare se justifică prin faptul că transformatorul are secundarul în scurtcircuit și prin urmare fluxul magnetizant este mic.

Curentul de scurtcircuit este funcție de componenta inversă I_i, care poate fi mai mică sau mai mare, după gradul de disimetrie. În ipoteza că am avea un curent invers I_i mic, acesta nu prezintă nici un pericol pentru mașină și deci nu este cazul a se face aceste calcule. Dacă I_i are o valoare ridicată, după cum s-a arătat, putem neglija curentul magnetizant fără a comite o eroare prea gravă.

Coeficientul K_2 este 0,58 în alternatoare monofazate, avînd bobinate $\frac{2}{3}$ din crestături, adică spațiul corespunzător la 2 faze, dacă alternatorul respectiv ar fi fost trifazat.

Valoarea acestui coeficient pentru o singură fază va fi $\frac{1}{2} \cdot 0{,}58$.

În calculul acestui coeficient s-a luat o jumătate din amplitudinea cîmpului monofazat, adică numai partea corespunzătoare cîmpului invers. În cazul de care ne ocupăm, trebuie să intervină în calcul întregul cîmp produs de componenta inversă, deci coeficientul va fi $2 \cdot \frac{1}{2} \cdot 0{,}58$.

În sfîrșit, ținînd seamă că avem un sistem de curenți trifazați va mai interveni factorul $\frac{3}{2}$, încît valoarea finală a coeficientului K_2 va fi

$$K_2 = \frac{3}{2} \cdot 0{,}58 = 0{,}87.$$

Curentul în barele extreme ale amortizorului va fi

$$I_{a1}' = K_2' \frac{N}{N_a} I_i \ ;$$

valoarea coeficientului K_2' va fi

$$K_2' = \frac{3}{2} \cdot 1{,}41 = 2{,}12 ,$$

dacă desfășurarea polară cuprinde $\frac{2}{3}$ din pasul polar, luînd 1,41 valoarea lui K_2' în monofazat [5].

Valoarea instantanee a curentului în bara amortizorului, care face un unghi α cu axa polului, va fi în A

$$i_{a\alpha} = \frac{N}{N_a} I_i \sqrt{2} \, (K_2 \cos \alpha \cos 2\omega t + K_2' \sin \alpha \sin 2\omega t),$$

ținînd seama că în amortizor curentul este de frecvență dublă.

Valoarea eficace a curentului va fi în A

$$I_{a\alpha} = \frac{N}{N_a} I_i \sqrt{K_2^2 \cos^2 \alpha + K_2'^2 \sin^2 \alpha}. \tag{4}$$

Pe fiecare pol avem $\frac{N_a}{2_p} = n_a$ bare amortizoare, făcînd între ele unghiul α.

Se va calcula curentul în fiecare bară după relația (4), care dă pe $I_{a\alpha}$, înlocuind pe α succesiv prin 2α, 3α, ... $\frac{n_a}{2}\alpha$. Vom găsi curenții $I_{a\alpha}$, $I_{a2\alpha}, \ldots, I_{a\frac{n_a}{2}\alpha}$.

Însemnînd cu R_a rezistența unei bare în Ω, pierderea în barele amortizoare situate pe un pol va fi în W

$$P_{abp} = 2R_a \, (I_{a\cdot\alpha}^2 + I_{a\cdot 2\alpha}^2 + \ldots + I_{a\frac{n_a}{2}\alpha}^2), \tag{5}$$

s-a înmulțit cu 2, căci avem cîte 2 bare simetrice pe pol străbătute de același curent $I_{a\cdot\alpha}$, $I_{a\cdot 2\alpha}$ ... .

Avînd 2 poli, pierderile totale în bare sînt în W

$$P_{ab} = 4p \, R_a \, (I_{a\cdot\alpha}^2 + I_{a\cdot 2\alpha}^2 + , \ldots, + I_{a\cdot\frac{n_a}{2}\alpha}^2). \tag{6}$$

Curenții din paranteză pot fi puși sub următoarele forme, în A

$$\begin{aligned} I_{a\cdot\alpha} &= \frac{N}{N_a} I_i \sqrt{K_2^2 \cos^2 \alpha + K_2'^2 \sin^2 \alpha} = \frac{N}{N_a} I_i \, K_{2\cdot\alpha}, \\ I_{a\cdot 2\alpha} &= \frac{N}{N_a} I_i \sqrt{K_2^2 \cos^2 2\alpha + K_2'^2 \sin^2 2\alpha} = \frac{N}{N_a} I_i \, K_{2\cdot 2\alpha} \\ I_{a\frac{n_a}{2}\alpha} &= \frac{N}{N_a} I_i \sqrt{K_2^2 \cos^2 \frac{n_a}{2}\alpha + K_2'^2 \sin^2 \frac{n_a}{2}\alpha} = \frac{N}{N_a} I_i K_{2\,\frac{n_a}{2}\alpha} \end{aligned} \tag{7}$$

întrucît K_2, K_2', α și n_a sînt elemente cunoscute pentru o anumită mașină.

Paranteza din relația (5) devine, ținînd seamă de valorile din (7)

$$I_{a\cdot\alpha}^2 + I_{a\cdot 2\alpha}^2 + ,\ldots, + I_a^2 \frac{n_a}{2}\alpha = I_i^2\left(\frac{N}{N_a}\right)^2\left(K_{2\alpha}^2 + K_{2\cdot 2\alpha}^2 +,\ldots, + K_2^2\frac{n_a}{2}\alpha\right) = K_3\ I_i^2,$$

în care

$$K_3 = \left(\frac{N}{N_a}\right)^2\left(K_{2\alpha}^2 + K_{2\cdot 2\alpha}^2 + \ldots + K_{2\cdot}^2 \frac{n_a}{2}\alpha\right) \quad \text{(fără dimensiuni)}.$$

Pierderile totale (6) în barele amortizoare situate în piesele polare devin, în W

$$P_{ab} = 4\,p\,R_a K_3 I_i^2 = K_4 I_i^2 \tag{8}$$

în care

$$K_4 = 4pR_aK_3 \text{ în } \Omega. \tag{9}$$

Pierderile P_{ab} pot fi evaluate și în alt mod, anume dacă asimilăm toate barele amortizorului cu un strat de cupru uniform repartizat pe suprafața polului; în acest caz găsim [5], introducînd coeficientul $\frac{3}{2}$ cum s-a explicat mai înainte,

$$P'_{ab} = 0{,}82\ R_a\left(\frac{3}{2}\frac{N}{N_a}\right)^2 I_i^2 = 1{,}85\ R_a\left(\frac{N}{N_a}\right)^2 I_i^2 = K_5\ I_i^2 \text{ în W} \tag{10}$$

în care

$$K_5 = 1{,}85\ R_a\left(\frac{N}{N_a}\right)^2 \text{ în } \Omega. \tag{11}$$

Barele amortizoare pot fi puse în scurtcircuit printr-un inel în lungul unui pol, avînd o rezistență R_i; dacă însă inelul se prelungește și în spațiile interpolare, încît ansamblul formează o colivie, vom ține seamă de rezistența acestei porțiuni de inel cuprinsă într-un interval interpolar, pe care o notăm cu R'_i.

Pierderile totale P_{ai} în inelul de scurtcircuitare vor fi

$$P_{ai} = K_6\left(\frac{N}{2p}\right)^2 R_i\ I_i^2 + K_7\left(\frac{N}{2p}\right)^2 R'_i\ I_i^2 = K_8\ I_i^2 \tag{12}$$

în care

$$\begin{aligned} K_6 &= 0{,}08\left(\frac{3}{2}\right)^2 = 0{,}18, \\ K_7 &= 0{,}058\left(\frac{3}{2}\right)^2 = 0{,}13, \end{aligned} \tag{13}$$

dacă facem aceeași ipoteză de mai înainte și anume că ansamblul cuprului constituie un strat uniform repartizat, parcurs de curentul din inel.

Din relațiile (12) și (13) deducem valoarea lui K_8

$$K_8 = \left(\frac{N}{2p}\right)^2\left(K_6R_i + K_7R'_i\right) = \frac{N^2}{p}(0{,}045\ R_i + 0{,}032\ R'_i) \text{ în } \Omega. \tag{14}$$

Pierderile totale în amortizor se găsesc însumînd pierderile în bare (8) și în inel (12), adică

$$P_a = P_{ab} + P_{ai} = (K_4 + K_8)\, I_i^2 = K_9\, I_i^2 \text{ în W}. \tag{15}$$

Constanta K_9 se calculează din relațiile (9) sau (11) și (14). Luînd valoarea (11), avem

$$K_9 = \left(\frac{N}{N_a}\right)^2 \left[1{,}85\, R_a + \frac{N_a^2}{p}(0{,}045\, R_i + 0{,}032\, R_i')\right] \text{ în } \Omega. \tag{16}$$

În calculele făcute pînă acum s-a presupus că amortizarea este perfectă; nu s-a ținut seamă de scăpările care există în general, la amortizori. Dacă aceste scăpări există, curenții în amortizori sînt mai mici. F.m.m. produsă de aceștia nu echilibrează f.m.m. datorită componentei inverse și deci rămîne o f.m.m. care va produce un flux în restul circuitului rotoric. Va subsista deci o parte din cîmpul invers, care trecînd prin amortizori va produce pierderi în circuitul de excitație și în fierul rotorului.

Fluxul produs de componenta inversă I_i se poate pune sub forma

$$\Phi i = \frac{\mathcal{F}_i}{\mathfrak{c}}, \tag{17}$$

unde

$\mathcal{F}_i$ este f.m.m. datorită curentului I_i,

$\mathfrak{c}$ este reluctanța circuitului magnetic.

F.m.m. se poate calcula după relația

$$\mathcal{F}_i = \frac{3}{2} \cdot \frac{4\pi}{10} \frac{N}{2} I_i = \frac{3\pi NI_i}{10} \tag{18}$$

(s-a introdus factorul $\frac{3}{2}$ pentru considerentele arătate mai înainte).

Reluctanța $\mathfrak{R}$ este dificil de calculat exact. În mod aproximativ o considerăm

$$\mathfrak{R} = \frac{4}{3} \mathfrak{R}_e, \tag{18'}$$

unde $\mathfrak{R}_e$ este reluctanța întrefierului

$$\mathfrak{R}_e = \frac{\delta}{S_\delta}, \tag{18''}$$

notînd

δ = lungimea întrefierului,

S_δ = secțiunea întrefierului.

Relația (17), care dă fluxul, ținînd seama de (18), (18') și (18'') devine

$$\Phi \cong \frac{3\pi NI_i}{10 \cdot \frac{4}{3} \cdot \frac{\delta}{S_\delta}} = \frac{7{,}1\ NI_i\ S_\delta}{10\delta} = K_{10} I_i, \tag{19}$$

în care

$$K_{10} = \frac{7{,}1\ NS_\delta}{10\delta} \tag{20}$$

(avînd dimensiunile unei lungimi).

Presupunem că fluxul neamortizat ar fi

$$\lambda\Phi_i = K_{10}\lambda I_i, \tag{21}$$

în care $\lambda < 1$, avînd în general valori cuprinse între 0,05 și 0,1.

Coeficientul λ cuprinde în fapt toate dificultățile arătate mai înainte (punctul IV) cînd am vorbit de echivalența cu un transformator cu patru înfășurări. În acest λ se vor găsi efectele tuturor inductanțelor mutuale care intervin în acest transformator echivalent. După cum s-a amintit, nu ne putem gîndi la un calcul explicit al inductanțelor mutuale care intervin, dat fiind extrema dificultate, aproape imposibilitatea de a trasa un spectru magnetic exact pentru fluxurile transformatorului echivalent.

Prin urmare, pe cale de proiectare este foarte greu de precizat valoarea λ, pentru o anumită valoare a curentului invers I_i.

S-ar putea lua valori în raport cu mașini de același tip care au fost construite și încercate. În această situație, curentul în amortizor va fi mai mic; admițînd proporționalitate între fluxuri și curenți, aceștia vor fi reduși în aceeași proporție, așa încît pierderile în amortizori (15), devin, în W

$$P_{a\lambda} = K_9 (1 - \lambda)^2 I_i^2 \cdot \tag{22}$$

b. *Pierderi în circuitul de excitație*

Admitem că la momentul considerat mașina are o încărcare căreia îi corespunde un anumit curent de excitație

$$I_{ie} = K_{12} I_e, \tag{23}$$

în care

I_e este curentul de excitație pentru mersul la încărcarea nominală a mașinii, în A și factorul de putere respectiv,

K_{12} un coeficient mai mic sau cel mult egal cu unitatea pentru cazul cînd alternatorul se găsește la plină încărcare.

Coeficientul K_{12} se poate deduce din curbele caracteristice ale alternatorului pentru o încărcare oarecare a mașinii.

Pierderile în circuitul de excitație P_{ex}, parcurs de curentul continuu I_{1e} vor fi, însemnînd cu R_{ex} rezistența circuitului de excitație

$$P_{ex} = R_{ex} I_{1e}^2 \text{ în W},$$

și ținînd seama de valoarea lui I_{1e} din relația (23)

$$P_{ex} = K_{12}^2 R_{ex} I_e^2 \cdot \tag{24}$$

Dacă fluxul produs de componenta inversă I_i nu este complet amortizat, admițînd că circuitele nu sînt saturate, urmează că partea de flux neamortizată $\lambda\Phi_i$ va pătrunde în înfășurările de excitație și în masa rotorului; acest flux ar corespunde fracțiunii λ din f.e.m. produsă în stator de curentul invers.

Acest flux, după relația (21) este proporțional cu λI_i, deci cu curentul invers' care fiind alternativ, va produce o f.e.m. de inducție, avînd o frecvență dublă și a cărei valoare va fi

$$E_{\sim} = 4{,}44\ K_{13}\, f_2\, n_x\, \lambda\, \Phi_i \cdot 10^{-8} = K_{14}\, \lambda\, I_i \text{ în V}, \tag{25}$$

în care

K_{13} un factor de înfășurare,

n_x numărul de spire supus variației de flux. Vom avea $n_x = 1$ pentru masa rotorului (considerat ca o singură spiră pusă în scurtcircuit), iar pentru înfășurarea de excitație vom lua numărul de spire respectiv $n_x = n_e$.

$$K_{14} = \frac{3{,}14\, K_{13}\, f_2\, N n_x\, S_\delta \cdot 10^{-8}}{\delta} \text{ în } \Omega, \tag{26}$$

dacă ținem seama de valoarea calculată pentru Φ_i în relația (19).

Circuitul înfășurării de excitație fiind închis asupra sursei de alimentare, rezultă că peste curentul continuu, care circulă în mod normal, se va suprapune un curent alternativ de frecvență dublă.

Din fluxul neamortizat, proporțional cu λI_i, o parte va pătrunde în înfășurarea de excitație, iar restul în masa de fier, după un proces analog cu cel arătat la amortizori.

Considerăm fluxul din masa de fier proporțional cu $\lambda_1 \lambda I_i$; urmează că fluxul care pătrunde în înfășurarea de excitație, este proporțional cu $(1 - \lambda_1)\lambda I_i$.

Coeficientul λ_1 are aceeași semnificare cu λ, se referă însă la circuitele transformatorului echivalent care cuprind înfășurarea de excitație și masa rotorului.

Curentul pe care-l produce în excitație, va fi, ținînd seamă de relația (25)

$$I_{2e} = \frac{(1 - \lambda_1) E_R}{R_e} = \frac{K_{14}(1 - \lambda_1)\lambda I_i}{R_e} = K_{15}(1 - \lambda_1)\lambda I_i = K_{16} I_i \tag{27}$$

în care

$$K_{15} = \frac{3{,}14\, K_{13}\, f_2\, N n_x\, S_\delta}{\delta\, R_e} \cdot 10^{-8} \quad \text{(fără dimensiuni)} \tag{28}$$

$$K_{16} = K_{15}(1 - \lambda_1)\lambda .$$

În K_{15} (28) vom lua $n_x = n_e$.

Dacă $\lambda = 0$, avem $I_{2e} = 0$, ceea ce arată că la amortizare perfectă, nu pătrunde nici un flux în înfășurarea de excitație.

Dacă $\lambda = 1$, adică nu-i amortizare, tot fluxul pătrunde în rotor; în masa de fier va circula un curent proporțional cu $\lambda_1 I_i$, iar în excitație curentul va fi proporțional cu $(1 - \lambda_1) I_i$ după relația (27).

În înfășurarea de excitație vom avea deci doi curenți suprapuși, unul I_{1e} continuu, reprezentînd curentul de excitație obișnuit și al doilea I_{2e} de frecvență dublă, mărimea sa fiind dată prin relația (27).

Curentul rezultant va fi

$$i'_e = I_{1e} + \sqrt{2}\, I_{2e} \sin 2\omega t ,$$

având ca valoare eficace [6]

$$I'_e = \sqrt{I_{1e}^2 + I_{2e}^2}, \text{ în A} .$$

Ținînd seama de valorile curenților I_{1e} și I_{2e} din relațiile (23) și (27), găsim

$$I'_e = \sqrt{K_{12}^2 I_e^2 + K_{15}^2 \lambda^2 (1 - \lambda_1)^2 I_i^2} .$$

Pierderile în circuitul de excitație vor fi

$$P_{ex} = R_{ex} I_e'^2 = R_{ex} \left[K_{12}^2 \; I_e^2 + K_{15}^2 \lambda^2 (1 - \lambda_1)^2 \; I_i^2\right] =$$

$$= K_{12}' \; I_e^2 + K_{15}' \lambda^2 (1 - \lambda_1)^2 \; I_i^2 \text{ în W} \tag{29}$$

notînd

$$\left.\begin{aligned} K_{12}' &= K_{12}^2 \; R_{ex} \text{ în } \Omega\,, \\ K_{15}' &= K_{15}^2 \; R_{ex} \text{ în } \Omega\,. \end{aligned}\right\} \tag{30}$$

c. *Pierderi în fier*

α) *Pierderi prin curenți Foucault.* Masa rotorului (inductorului) este supusă la o variație de flux de frecvență dublă din cauza componentei I_i a curentului și rotației inductorului (corespunzătoare la frecvența normală).

Rotorul unei mașini de curent alternativ este, în general masiv, fie că este construit cu poli separați, fie cu bobinaj repartizat (tip turbo). În acest ultim caz, rotorul poate fi construit din discuri de 3—5 cm grosime, bine fixate între ele și de cele mai multe ori și sudate.

Pierderile în fier în acest rotor, produse prin variația f.m.m. datorite componentei inverse I_i, sînt foarte greu de evaluat.

Ca să le putem calcula, admitem că aceste pierderi variază cu pătratul curentului, adică sînt de natura pierderilor Lenz-Joule; va trebui să cunoaștem rezistența circuitului R_a' corespunzătoare trecerii curenților de frecvență dublă în masa rotorului și acești curenți I_F'.

Rezistența R_a' în curent alternativ se știe că este mai mare decît rezistența aceluiaș circuit R_c în curent continuu, putînd fi pusă sub forma

$$R_a' = \gamma R_c, \tag{31}$$

în care coeficientul γ se deduce din calcule sau tabele, în funcție de diametrul rotorului, de permeabilitatea și rezistivitatea materialului și de frecvență.

Curentul I_F' care va circula în masa de fier va fi proporțional cu $\lambda_1 \lambda \Phi_i$, încît va putea fi pus sub o formă analogă cu I_{2e}' din relația (27).

$$I_F' = K_{17} \lambda \lambda_1 I_i\,, \tag{32}$$

punînd

$$K_{17} = \frac{3{,}14 K_{13} f_2 N S_\delta \cdot 10^{-8}}{\delta R_a'} \text{ (fără dimensiuni)}, \tag{33}$$

întrucît $n_x = 1$.

Pierderile prin curenți Foucault în rotor vor fi, ținînd seamă de relațiile (31) și (32)

$$P_{Fr} = R_a' I_F'^2 = K_{18} \lambda^2 \lambda_1^2 \; I_i^2 \text{ în W}, \tag{34}$$

în care

$$K_{18} = K_{17} \gamma R_c = \frac{3{,}14 \, K_{13} f_2 \, N S_\delta}{\delta} \, 10^{-8} \text{ în } \Omega. \tag{35}$$

β) *Pierderi prin histerezis.* Pierderile prin histerezis, admițînd că sînt proporționale cu pătratul inducției, pot fi calculate după relația

$$P_{Hr} = K_{19} \frac{f_2}{100} V_r \left(\frac{B_{ri}}{1\,000}\right)^2 \text{ în W}, \tag{36}$$

în care

K_{19} este o constantă cu valoarea 1—1,2 după natura materialului și care ține seama de diverse neregularități (armonice superioare, distribuția fluxului etc.),

V_r volumul fierului la rotor în dm^3,

B_{ri} = inducția maximă în corpul rotorului în gauși, produsă prin circulația componentei inverse I_i, în stator. Se ia o valoare medie între inducția în armătură și dinți.

Întrucît este foarte greu de calculat această inducție B_{ri}, vom conduce calculele în așa fel încît să o putem elimina.

Utilizînd pentru evaluarea curenților Foucault o relație analogă cu (36), avem

$$P_{Fr} = K_{20} \left(\Delta_r \frac{f_2}{100}\right)^2 V_r \left(\frac{B_{ri}}{1\,000}\right)^2 \text{ în W}, \tag{37}$$

unde

$K_{20} \cong 5$ depinzînd de conductibilitatea materialului și de modul de prelucrare a tablelor (avînd dimensiuni $L^{-2}T$).

Δ_r în mm este grosimea tablei sau a discului la rotor (după construcție).

Din relațiile (36) și (37) deducem

$$P_{Hr} = K_{21} P_{Fr}, \tag{38}$$

în care

$$K_{21} = \frac{K_{19}}{K_{20}} \cdot \frac{100}{\Delta_r^2 f_2} \cong \frac{20}{\Delta_r^2 f_2} \text{ (fără dimensiuni).}$$

Introducem în pierderile prin histerezis (38), valoarea pierderilor P_{Fr} din (34)

$$P_{Hr} = K_{22} \lambda^2 \lambda_i^2 I_1^2 \text{ în W}, \tag{39}$$

în care

$$K_{22} = K_{18} K_{21} \cong \frac{62{,}8\, K_{13} N S_\delta}{\delta \Delta_r^2} \cdot 10^{-8} \text{ în } \Omega. \tag{40}$$

γ) *Pierderi de suprafață la rotor* [8]. Aceste pierderi sînt de forma

$$P_{sr} = K_{23} B_{ei}^2 \text{ în W}, \tag{41}$$

în care

K_{23} este o constantă care depinde de elementele constructive ale mașinii ca suprafața periferică, viteza periferică etc.

B_{ei} inducția în întrefier produsă de circulația curentului I_i în stator.

Semnalăm că pierderi de suprafață la rotor există chiar dacă n-ar fi componenta inversă I_i care să producă o f.m.m. în stator. Dacă, însă, avem și compo-

nenta inversă, se vor adăuga pierderi suplimentare de suprafață, din cauza inducției din întrefier B_{ei} produsă de fluxul invers.

$$\Phi_i = B_{ei} S_e = B_{ri} S_r \,, \tag{42}$$

unde

S_e și S_r reprezintă secțiunile utile respectiv ale întrefierului și rotorului, în dm²;

S_r este secțiunea prin care trece fluxul produs de componenta inversă și care dă inducția medie între armătură și dinți, B_{ri}.

Relația (37) care arată pierderile prin curenți Foucault în masa rotorului sub acțiunea fluxului produs de circulația componentei inverse, se poate pune sub forma

$$P_{Fr} = K_{24} B_{ri}^2 \,. \tag{43}$$

Din relațiile (41) și (43) deducem

$$\frac{P_{Fr}}{P_{sr}} = \frac{K_{24}}{K_{23}} \left(\frac{B_{ri}}{B_{ei}} \right)^2 . \tag{44}$$

Relația (42) ne dă

$$\frac{B_{ei}}{B_{ri}} = \frac{S_r}{S_e} \,. \tag{45}$$

Constanta K_{23} din relația (41) are forma

$$K_{23} = C_0 v^{1,5} \left[(C_{1r} - 1) \frac{2u_r}{\sqrt{u'_{1r}}} S_s + (C_{1s} - 1) \frac{2u_s}{\sqrt{u'_{1s}}} S_r \right] . 10^{-6} , \tag{45'}$$

(avînd ca dimensiuni $L^3 T^{-1}$)
în care

C_0 este un coeficient care variază invers cu rădăcina pătrată din conductibilitatea și permeabilitatea fierului, depinzînd și de repartiția cîmpului. Valoarea acestui coeficient este 0,08—0,1 (luînd pentru μ dimensiunea 1, C_0 va avea dimensiunile $L^{-1} T^{1/2}$);

$v = \dfrac{\pi D n_2}{60} = \dfrac{\pi D f_2}{p}$ este viteza periferică a rotorului, în m/s; (46)

D diametrul rotorului, în m;
n_2 viteza relativă între rotor și cîmpul invers;
S suprafața periferică a dinților, în dm²;
u'_1 deschiderea istmului la șanț, în cm;
$2u$ pas dentar, în cm;
C_1 un coeficient care depinde de secțiunea întrefierului și de istmul șanțurilor de pe rotor și stator. Valoarea acestui coeficient este ceva mai mare decît unitatea, diferența fiind foarte mică.

Literele s și r se referă respectiv la stator și rotor.

Întrucît $(C_{1r} - 1)$ și $(C_{1s} - 1)$ sînt foarte mici, neglijăm paranteza mare din expresia lui K_{23} (45'). Ținînd seama și de relația (46) avem

$$K'_{23} = 0,1 \left(\frac{\pi D f_2}{p} \right)^{1,5} . 10^{-6} . \tag{47}$$

Din relațiile (44) și (45) deducem

$$P_{sr} = P_{Fr} \frac{K'_{23}}{K_{24}} = \left(\frac{S_r}{S_e}\right)^2 . \tag{48}$$

Valoarea lui K_{24} se deduce din relația (37)

$$K_{24} = K_{20} \left(\Delta_r \frac{f_2}{100}\right)^2 V_r \cdot 10^{-6} \cong 5\, \Delta_r^2 f_2^2 V_r \cdot 10^{-10} \tag{49}$$

(cu dimensiunile L^3T^{-1}).

Avînd în vedere valorile date de relațiile (48), (34), (47) și (49), găsim pierderile P_{sr}

$$P_{sr} = K_{26} \lambda^2 \lambda_1^2 I_i^2 , \tag{50}$$

în care

$$K_{26} = K_{25} \cdot K_{18} .$$

Avem

$$K_{25} = \frac{K'_{23}}{K_{24}} \left(\frac{S_r}{S_e}\right)^2 = \frac{1{,}12\, D^{1,5} \cdot 10^3}{\Delta_r^2\, p^{1,5}\, f_2^{0,5}\, V_r} \left(\frac{S_r}{S_e}\right)^2$$

(fără dimensiuni),

iar

$$K_{26} = \frac{3{,}52\, K_{13}\, f_2^{0,5}\, N S_\delta\, D^{1,5} \cdot 10^{-5}}{\delta\, \Delta_r^2\, p^{1,5}\, V_r} \left(\frac{S_r}{S_e}\right)^2 \text{ în } \Omega. \tag{51}$$

δ) *Pierderi prin pulsația dinților din stator și rotor* [8]. Pierderile prin pulsația dinților în rotor, produse de prezența componentei inverse, se pot calcula cu ajutorul relației

$$P_{pdr} = K_{27}\, \Delta_r \left(K_{28r} \frac{B_{dri\,\min}}{1\,000}\right)^2 K_{29} \left(\frac{f_{ds}}{100}\right)^2 V_{dr} \text{ în W}, \tag{52}$$

în care

K_{27} este un coeficient pentru pierderi prin curenți Foucault, a cărui valoare este 4—5; considerăm $K_{27} = 5$; acest coeficient depinde de conductibilitatea materialului (are ca dimensiuni $L^{-1}\,T$);

K_{28r} un coeficient care variază cu dimensiunile șanțurilor din rotor și a cărui valoare este de ordinul sutimilor; luăm $K_{28r} = 10^{-2}$;

K_{29} un coeficient care variază cu forma dinților, avînd valori cuprinse între 1—2; vom lua 1,5.

Toți acești coeficienți se pot calcula exact.

$$f_{ds} = \frac{n_2\, n_{ds}}{60} = \frac{n_{ds}\, f_2}{p} , \tag{53}$$

n_{ds} este numărul dinților la stator.

Înlocuim în relația (52) valorile constantelor și ținem seama de (53); avem

$$P_{pdr} = K_{30}\, B_{dri\,\min}^2 ; \tag{54}$$

unde

$$K_{30} = 7{,}5 \cdot 10^{-14} \Delta_r V_{dr} \left(\frac{n_{ds} \cdot f_2}{p} \right)^2 \tag{55}$$

(cu dimensiunile $L^3 T^{-1}$).

Din relațiile (43) și (54) deducem

$$P_{pdr} = P_{Fr} \frac{K_{30}}{K_{24}} \left(\frac{B_{dri\,\min}}{B_{ri}} \right)^2. \tag{56}$$

Scriem că fluxul datorit componentei inverse este același în circuitul magnetic al rotorului

$$\Phi_i = B_{dri\min} \cdot S_{dr\max} = B_{ri} \cdot S_r$$

de unde

$$\frac{B_{dri\,\min}}{B_{ri}} = \frac{S_r}{S_{dr\max}} .$$

Introducînd această ultimă valoare în (56) avem

$$P_{pdr} = P_{Fr} \frac{K_{30}}{K_{24}} \left(\frac{S_r}{S_{dr\max}} \right)^2 .$$

Înlocuim valoarea lui P_{Fr} în funcție de I_i din (34); vom avea

$$P_{pdr} = K_{31} \lambda^2 \lambda_1^2 I_i^2 , \tag{57}$$

în care

$$K_{31} = K_{18} \frac{K_{30}}{K_{24}} \left(\frac{S_r}{S_{dr\min}} \right)^2 = \frac{4{,}72\, K_{13} f_2^{0,5} N S_8 V_{dr}}{\delta \Delta_r V_r \cdot 10^{12}} \left(\frac{n_{ds}}{p} \right)^2 \left(\frac{S_r}{S_{dr\,\min}} \right)^2 \text{în } \Omega . \tag{58}$$

ε) *Pierderi datorite armonicelor de ordin superior.* În cazul că amortizarea lipsește sau nu este totală, cîmpul învîrtitor de frecvență dublă va produce în stator armonice de frecvență triplă și în general impară, iar în rotor vor lua naștere armonice de ordin par, prin procesul bine cunoscut din teoria alternatoarelor monofazate.

Armonicele superioare de ordin par vor produce pierderi în rotor, la fel cu acele produse de armonica 2, însă în general importanța acestor pierderi este foarte redusă față de pierderile datorite armonicei 2, încît le neglijăm.

VI. Pierderile totale în rotor P_r, cînd există și o componentă inversă a curentului I_i, vor rezulta prin însumarea tuturor pierderilor parțiale examinate mai înainte prin relațiile (22), (29), (34), (39), (50) și (57). La acestea va trebui să se adauge pierderile normale p_r în rotor, datorite existenței fluxului principal al mașinii (pierderi de suprafață, prin pulsația dinților etc), exclusiv pierderile prin circulația curentului continuu în înfășurarea de excitație.

Vom avea deci

$$P_r = P_{a\lambda} + P_{ex} + P_{Fr} + P_{Hr} + P_{sr} + P_{pdr} + p_r \text{ în W},$$

sau

$$P_r = [(1 - \lambda^2) K_9 + \lambda^2 (1 - \lambda_1)^2 K'_{15} + \lambda^2 \lambda_1^2 K_{32}] I'^2_1 + K'_{12} I_e^2 + p_r \tag{59}$$

în care

$$K_{32} = K_{18} + K_{22} + K_{26} + K_{31} = K_{18}\left[1 + K_{21} + K_{25} + \frac{K_{30}}{K_{24}}\left(\frac{S_r}{S_{dr\min}}\right)^2\right] \text{ în } \Omega. \quad (60)$$

Dacă se examinează valorile pe care pot să le aibă diferiții termeni care compun constanta K_{32}, se constată că în general elementul preponderent este K_{18}, care corespunde pierderilor prin curenți Foucault în fierul rotorului, mai cu seamă în cazul turboalternatoarelor cînd rotorul este masiv sau din discuri și deci Δ_r are o valoare importantă, D este redus și L (lungimea) este mare.

Într-adevăr, din cercetări experimentale [2] *), se constată că f.e.m. produsă în înfășurările de excitație de componenta inversă, este redusă și încălzirea suplimentară mică, încît pierderile principale rămîn în masa rotorului.

Cercetînd expresia (59) care dă pierderile în rotor produse de componenta inversă I_i, constatăm că putem avea următoarele situații:

a) $\lambda = 0$, adică amortizarea este totală; în acest caz pierderile devin

$$P_{ra} = K_9 I_i^2 + K'_{12} I_e^2 + p_r, \quad (59')$$

rămînînd numai pierderile în circuitul amortizor și în înfășurările de excitație, acestea din urmă produse prin circularea curentului continuu. Mașinile cu amortizori suportă o încărcare nesimetrică mai mare decît acele fără amortizori.

b) $\lambda = 1$, ceea ce înseamnă că alternatorul nu este prevăzut cu amortizori; valoarea pierderilor este

$$P_{r1} = [(1 - \lambda_1)^2 K'_{15} + \lambda_1^2 K_{32}] I_i^2 + K'_{12} I_e^2 + p_r. \quad (59'')$$

În această situație se produc toate celelalte categorii de pierderi, rămînînd preponderente, după cum s-a arătat mai înainte, pierderile în fierul rotorului.

c) $0 < \lambda < 1$ pentru mașini cu un grad de amortizare oarecare și cînd se aplică relația (59) pentru calculul pierderilor.

d) Dacă componenta inversă dispare, adică $I_i = 0$, relația (59) ne arată că pierderile în rotor vor fi

$$P'_r = K'_{12} I_e^2 + p_r = K_{12}^2 R_{ex} I_e^2 + p_r, \quad (59''')$$

adică rămîn pierderile obișnuite; la încărcare normală $K_{12} = 1$ și

$$P'_{r_n} = R_{ex} I_e^2 + p_r. \quad (59^{IV})$$

VII. Ca să ne putem da seama, cel puțin în mod aproximativ, de încălzirea rotorului sub acțiunea pierderilor produse, putem utiliza relația

$$\theta = K_{33} \frac{P'_r}{S} \quad (61)$$

în care

θ este încălzirea în °C,

K_{33} o constantă care variază cu modul de fabricație al mașinii și cu posibilitățile de răcire;

P'_r pierderile totale la mers normal, fără componenta inversă I_i în W (59^{VI}) în care $K_{12}=1$, adică mașina are excitația care corespunde încărcării normale.

*) Cap. 7—13.

S suprafețele de răcire totale în cm² și care depind de modul de răcire și de viteza rotorului; dacă sînt amortizori se vor adăuga și suprafețele acestora, căci contribuie la răcire.

În mers normal, adică fără componentă inversă, relația (61) ne va da încălzirea rotorului.

Dacă intervine componenta inversă I_i, pierderile se vor modifica, vor deveni P_r (59), iar încălzirea va fi alta θ, în °C, încît vom avea

$$\theta_1 = K_{33} \frac{P_r}{S} . \tag{62}$$

Din relațiile (61) și (62) deducem

$$\theta_1 = \theta \frac{P_r}{P'_r} . \tag{63}$$

Mărimea componentei inverse I_i trebuie să fie limitată în așa fel, încît încălzirea θ_1 să nu depășească, în nici un punct al rotorului, limitele admise de prescripții, în funcție de calitatea materialului izolant. Admitem că încălzirea θ este calculată la valoarea maximă admisibilă. Va trebui deci ca

$$\theta_1 \leqslant \theta \text{ adică } P_r \leqslant P'_r. \tag{64}$$

Ținînd seamă de relațiile (59) și (59 IV), deducem

$$[(1-\lambda^2) K_9 + \lambda^2 (1-\lambda_1)^2 K'_{15} + \lambda^2 \lambda_1^2 K_{32}] I_i^2 + K'_{12} I_e^2 + p_r \leqslant R_{ex} I^2 + p_r ,$$

ceea ce duce la condiția, ținînd seamă de (30)

$$| I_i | \leqslant | I_e | \sqrt{R_{ex} \frac{1 - K_{12}^2}{K_{34}}} , \tag{65}$$

în care

$$K_{34} = (1-\lambda^2) K_9 + \lambda^2 (1-\lambda_1)^2 K'_{15} + \lambda^2 \lambda_1^2 K_{32} \text{ în } \Omega.$$

Dacă mașina funcționează la încărcare normală și deci cu plină excitație, vom avea $K_{12} = 1$, după cum rezultă din explicația care urmează după relația (23) și condiția (65) devine $I_i = 0$. Aceasta se interpretează în sensul că, în ipoteza că alternatorul funcționează la plină excitație, componenta inversă I_i trebuie să fie nulă dacă vrem ca încălzirea rotorului să nu depășească valoarea admisă la încărcarea normală.

Din această condiție mai rezultă, că la fiecare grad de încărcare a mașinii, deci pentru diferite valori ce am da factorului K_{12}, corespund anumite valori maxime pentru valoarea componentei inverse I_i, dacă punem condiția de a nu avea încălziri mai mari decît cele maxime admisibile.

Reluăm discuția asupra relației (65).

Presupunem o mașină existentă la care dorim să știm care componentă inversă I_i se poate tolera fără a se depăși încălzirea prescrisă a rotorului, pentru diverse încărcări ale alternatorului.

Putem calcula valoarea lui K_{34}, cunoscînd toate elementele de proiectare. Intervin, în felul acesta, dificultăți destul de serioase, mai ales în aprecierea valorii lui λ, adică a gradului de amortizare a fluxului produs de componenta inversă și a lui λ_1, care arată partea din acest flux care pătrunde în masa de fier. Aprecierea acestor valori se poate face după măsurile făcute pe mașini construite de același tip.

Avînd mașina la dispoziție, printr-o încercare directă de încălzire a rotorului pentru o anumită încărcare a alternatorului, deci un K_{12} cunoscut și o valoare dată a componentei I_i, știind valoarea curentului I_e de excitație pentru încărcarea normală și R_{ex}, rezistența circuitului de excitație, vom determina valoarea lui K_{34}. Va trebui să dăm astfel de valori lui K_{12} și I_i încît încălzirea prescrisă să fie atinsă, însă nu depășită.

Cunoscînd pe K_{34} putem trasa o curbă care ne va da

$$I_i = f(K_{12}), \tag{66}$$

adică componenta inversă admisibilă pentru diverse încărcări ale mașinii.

Se înțelege că aceeași curbă se poate trasa și fără o încercare experimentală, dacă calculăm valoarea lui K_{34} după elementele de proiectare ale mașinii.

Cu ajutorul relației (65) putem rezolva și altă problemă.

Este posibil ca prin condițiile de proiectare să se impună ca un alternator să suporte o anumită componentă inversă I_i cînd mașina are o anumită încărcare, ceea ce se poate traduce printr-o valoare dată pentru coeficientul K_{12}.

Din relația (65) deducem

$$K_{34} \leqslant R_{ex}\left(\frac{I_e}{I_i}\right)^2 (1 - K_{12}^2), \tag{67}$$

ceea ce arată că elementele care constituie mașina trebuie să fie astfel alese, încît condiția (67) să fie satisfăcută pentru a se îndeplini cerințele impuse prin proiectare. Printr-o convenabilă dimensionare a anumitor părți ale mașinii (cum ar fi amortizorul), prin calitatea materialului din rotor, prin dimensiunile genera'e etc., se poate ajunge să se satisfacă condiția cerută și deci alternatorul să suporte o anumită componentă inversă pentru un grad de încărcare mai dinainte fixat.

Prin urmare, relația (65) ne permite:

a) Pentru o mașină cunoscută să trasăm curbele $I_i = f(K_{12})$, adică mărimea admisibilă a componentei inverse I_i a curentului în funcție de gradul de încărcare a alternatorului.

Constanta K_{34} se poate calcula din elementele de proiectare ale mașinii sau printr-o încercare experimentală.

b) Pentru o mașină în stare de proiect se permite calculul lui K_{34}, ca să fie îndeplinită condiția impusă pentru I_i în funcție de o valoare K_{12} dată. Cunoscînd pe K_{34} putem proiecta în așa fel mașina, încît să satisfacă condițiile cerute; în general, numai prin modificarea amortizării putem ajunge să satisfacem relația (67).

Semnalăm că putem admite și o valoare negativă pentru componenta inversă a curentului I_i; aceasta s-ar interpreta, admițînd că sensul ei de circulație ar fi de la generator spre rețea sau că am avea un curent invers produs de un sistem de compensare a acestei componente.

VIII. Cercetăm acum ce se petrece în stator cînd circulă componenta inversă I_i.

Sistemul de curenți care circulă prin fazele statorului fiind dezechilibrat, pierderile produse vor fi în W

$$P_d = K_{35} R_s (I_1^2 + I_2^2 + I_3^2), \tag{68}$$

în care

K_{35} este un coeficient care ține seamă că avem curent alternativ. În acest coeficient se includ și pierderile suplimentare produse prin curenți Foucault în barele

statorului. K_{35} poate varia de la 1,05—2, în funcție de dimensiunile și construcția barelor.

I_1, I_2, I_3 sînt curenții care circulă respectiv în fazele 1, 2 și 3 ale statorului, în A.

R_s rezistența unei faze a statorului, în Ω.

Utilizăm componentele simetrice pentru calculul curenților din relația (68). Întrucît presupunem că alternatorul are punctul neutru izolat, urmează că componența homopolară este nulă, adică $L_h = 0$. În această ipoteză avem relația următoare [7]

$$I_1^2 + I_2^2 + I_3^2 = 3\,(I_i^2 + I_d^2). \tag{69}$$

Notăm raportul între componenta inversă și directă cu ε

$$\varepsilon = \frac{I_i}{I_d} \tag{70}$$

Introducînd această valoare în (69) și apoi în relația (68) a pierderilor, vom obține

$$P_d = K_{36}\,(1 + \frac{1}{\varepsilon^2})\,I_i^2, \tag{71}$$

în care

$$K_{36} = 3\,K_{35} R_s \text{ în } \Omega. \tag{72}$$

Pe lîngă aceste pierderi, mai semnalăm pierderile produse de armonicele impare, în cazul că amortizarea nu este perfectă, așa cum se întîmplă în general. Asupra acestor pierderi nu facem un calcul separat, însă vom mai reveni asupra lor.

Dacă sistemul de curenți care străbate înfășurările statorului ar fi echilibrat, pierderile în cupru ar avea valoarea în W

$$P_e = 3\,K_{35}\,R_s\,I^2 = K_{36} I^2 \tag{73}$$

în care I este curentul care străbate oricare din faze.

În acest ultim caz, încălzirea statorului s-ar putea evalua după relația

$$\theta_e = K_{37}\,\frac{P_e + p_s}{S_s} \text{ în °C}, \tag{74}$$

unde

K_{37} este o constantă care depinde de modul de răcire a mașinii,

S_s suprafața de răcire, în cm²,

p_s diferitele pierderi care există în stator, afară de P_e, în W.

Dacă sistemul de curenți este dezechilibrat, vom scrie încălzirea respectivă printr-o relație analogă cu (74), adică

$$\theta_d = K_{37}\,\frac{P_d + p_s}{S_s} \text{ în °C}. \tag{75}$$

Din relațiile (74) și (75) deducem

$$\frac{\theta_d}{\theta_e} = \frac{P_d + p_s}{P_e + p_s}. \tag{76}$$

Presupunem că în mersul echilibrat, încălzirea maximă admisibilă este θ_e. Este deci necesar, ca și în mers dezechilibrat, această valoare să nu fie depășită; va trebui deci ca $\theta_d \leqslant \theta_e$. Această condiție atrage pe următoarea $P_d \leqslant P_e$ care se deduce din relația (76).

Introducînd valorile lui P_d și P_e, respectiv din relațiile (71) și (73) găsim

$$I_i \leqslant \frac{I}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}}. \tag{77}$$

Prin urmare, componenta inversă I_i trebuie să fie mai mică sau cel mult egală cu curentul I din mersul echilibrat, totul depinzînd de valoarea lui ε.

Dacă $\frac{1}{\varepsilon} = 0$, adică după relația (70), componenta directă este nulă, $I_d = 0$, urmează că $I_i \leqslant I$, adică componenta inversă nici într-un caz nu poate depăși valoarea curentului echilibrat pe fază.

Dacă componenta directă I_d crește foarte mult, așa că $\frac{1}{\varepsilon}$ tinde către infinit, urmează după relația (77) că, componenta inversă se va reduce din ce în ce mai mult, tinzînd către zero.

Dacă $\varepsilon = 1$, adică $I_d = I_i$, cele două componente sînt egale, relația (77) ne dă

$$I_i \leqslant \frac{I}{\sqrt{2}}.$$

Reluînd relația (77) o putem pune sub forma

$$\frac{I_i}{I} \leqslant \frac{1}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}} \tag{78}$$

sau

$$\frac{I_i}{I} \leqslant b, \tag{78'}$$

în care

$$b = \frac{1}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}}. \tag{78''}$$

Dînd diferite valori lui ε putem calcula valorile corespunzătoare pentru b și trasa curba din figura 6.

Examinînd expresia (78), constatăm că este o relație cu caracter general, aplicabilă la orice mașină sincronă, căci nu depinde de constantele acesteia. Explicația o găsim în faptul că apariția componentei inverse de curent I_i nu modifică decît pierderile în cuprul statorului, eliminîndu-se elementele constructive ale mașinii.

Trasînd curba din figura 6 pe baza relației (78''), dacă ne fixăm gradul de dezechilibraj ε, putem găsi valoarea corespunzătoare a lui b.

La o mașină dată, cunoaștem valoarea lui I, curentul normal și deci putem deduce valoarea maximă a lui I_i, utilizînd inegalitatea (78').

IX. Am stabilit două condiții, una pentru rotor (65) și alta pentru stator (78), drept criterii pentru aprecierea valorii maxime pe care poate să o ia componenta inversă, la mersul cu încărcare nesimetrică a unui alternator.

Criteriul (65) pentru rotor, am văzut că este foarte dificil de calculat, căci intră în relație unele elemente greu de evaluat.

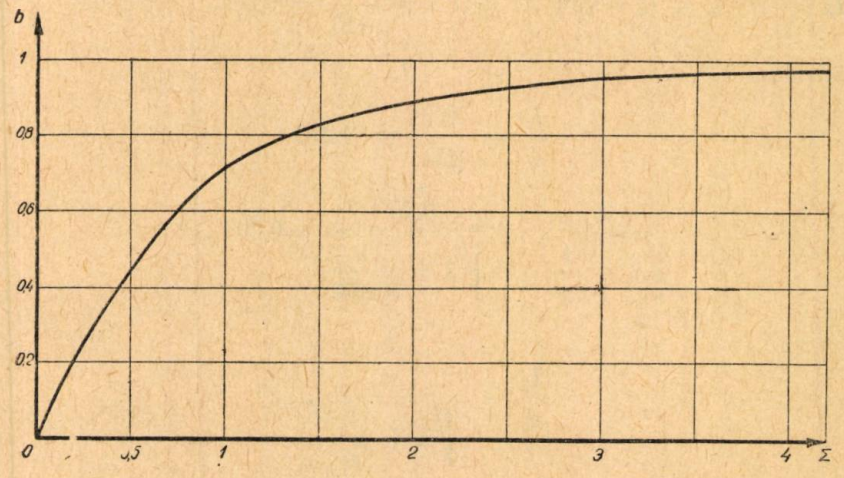


Fig. 6. — Variația lui $b = \dfrac{1}{\sqrt{1+\dfrac{1}{\varepsilon^2}}}$ în funcție de $\varepsilon = \dfrac{I_i}{I_d}$.

Criteriul (78) pentru stator este de aplicare generală și ușoară, însă, sub forma aceasta nu ne va da un rezultat care să fie valabil pentru întreaga mașină, adică și pentru rotor, căci nu ține seamă de elementele constitutive ale mașinii și nici de pierderile suplimentare datorite armonicelor de ordin superior, care se produc în stator.

După cum am văzut de la început, pericolul mare pentru o mașină sincronă încărcată nesimetric este la rotor și deci condiția (65) este mai severă decît (78). Aceasta mai cu seamă că noi am evaluat aici încălzirile medii și nu acele maxime, care sînt cele mai periculoase la rotor. Valoarea admisibilă pentru raportul $\dfrac{I_i}{I}$ va fi deci mai mică decît rezultă din această ultimă relație.

Din exemplele întîlnite în literatură, socotim că am putea utiliza relația (78) pentru întreaga mașină, dacă am introduce un coeficient $a < 1$, în valoare de 0,6 — 0,8 (după natura mașinii), încît relația să devină

$$\frac{I_i}{I} \leqslant \frac{a}{\sqrt{1+\dfrac{1}{\varepsilon^2}}}. \tag{79}$$

Se înțelege că valoarea acestui coeficient a depinde de construcția mașinii și pentru fabricații analoge s-ar putea stabili pe cale experimentală de fabricile constructoare.

X. Dăm următoarele exemple numerice:

a) Un alternator de 1 875 kVA, 1 500 kW, 2 400 V, 3 600 rot/min., 60 Hz are curentul normal $I = 451$ A.

Încărcările pe cele 3 faze sînt 500, 300 și 500 A. Se pune întrebarea dacă poate funcționa în aceste condiții fără pericol de avariere.

Determinăm prin metodele cunoscute, componentele inversă și directă, care sînt $I_i = 122$ A și $I_d = 426$ A, deci $\varepsilon = \frac{122}{426} = 0{,}287$.

Calculăm

$$\frac{I_i}{I} = \frac{122}{451} = 0{,}272$$

$$\frac{a}{\sqrt{1 + \frac{1}{\varepsilon^2}}} = \frac{0{,}75}{\sqrt{1 + \frac{1}{0{,}287^2}}} = 0{,}207 .$$

Deci

$$\frac{I_i}{I} > \frac{a}{\sqrt{1 + \frac{1}{\varepsilon^2}}},$$

și prin urmare alternatorul nu poate funcționa fără pericol la încărcarea nesimetrică enunțată în acest exemplu.

La aceeași concluzie se ajunge dacă se utilizează diagrama din figura 4. Determinăm coordonatele

$$\frac{I_{\min}}{I} = \frac{300}{451} = 0{,}665 \text{ și } \frac{I_{\max}}{I} = \frac{500}{451} = 1{,}11$$

care ne dau un punct la dreapta curbei și deci neadmisibil pentru funcționarea alternatorului [4].

b) Un hidrogenerator de 18 000 kVA, 14 400 kW, 10,5 kV, 992 A, 100 rot/min, este încărcat nesimetric cu un grad de disimetrie $\varepsilon = \frac{I_i}{I_d} = 0{,}35$, curentul din faza cea mai încărcată fiind egal cu curentul nominal al statorului. Curentul direct este 75% din acel nominal.

Prin urmare $I_1 = 992$ A. Calculînd prin componentele simetrice găsim

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{I_2}{I_3} = 1{,}53 \text{ și deci } I_2 = I_3 = \frac{992}{1{,}53} = 648 \text{ A}.$$

Componenta directă va fi $0{,}75 . 992 = 745$ A.

Determinăm $I_i = 256$ A și verificăm $\varepsilon = \frac{I_i}{I_d} = \frac{256}{745} = 0{,}346$, deci foarte aproape de valoarea dată 0,35.

Calculăm

$$\frac{I_i}{I} = \frac{256}{992} = 0{,}258$$

$$\frac{a}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}} = \frac{0{,}8}{\sqrt{1+\frac{1}{0{,}35^2}}} = 0{,}265$$

și deci

$$\frac{I_i}{I} < \frac{a}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}},$$

prin urmare, alternatorul va putea funcționa în condițiile enunțate [2]*). Vibrațiile mecanice observate în timpul sarcinii pot limita încărcarea generatorului.

CONCLUZII

Din această expunere rezultă:

a) Stabilirea unui criteriu, care să permită fixarea gradului de disimetrie admisibil pentru o mașină construită sau în proiect este foarte greu de realizat pe cale analitică.

Recurgînd la ipotezele simplificatoare, menționate în text, s-a putut ajunge la unele criterii care dau o indicație în problema studiată.

Relația (65) reprezintă un astfel de criteriu pentru rotorul unui alternator, însă este foarte dificil de apreciat unii dintre parametrii care compun relația de mai sus.

Relația (79), care se referă la stator și conține un factor empiric, se poate ușor aplica, dacă avem stabilită limita în care variază acest factor a și care nu diferă mult pentru un anumit tip de mașină.

b) Dacă ne referim la anumite mașini construite, putem face încercări experimentale, care să ne permită trasarea unor curbe, așa cum s-a arătat în introducerea acestui studiu.

c) Problema stabilirii mai precise a încărcării nesimetrice admisibile pentru un generator trifazat este de o deosebită importanță practică, întrucît numai astfel se va putea stabili mai exact gradul de disimetrie admisibil la liniile de transport de energie electrică și deci posibilitatea lor de funcționare cînd este necesar ca o fază să fie deconectată.

d) Utilizarea barelor amortizoare este recomandabilă, căci permite încărcări nesimetrice mai importante la alternatoare.

e) Fără o documentare serioasă nu trebuie să se încarce nesimetric un alternator, căci astfel de sarcini, chiar de scurtă durată (de ordinul minutelor) pot produce grave avarii, mai ales în rotor, în special, dacă acesta prezintă construcții nerationale sau anumite avarii.

f) Din punct de vedere constructiv trebuie luate anumite măsuri, ca să se asigure cît mai bine mașinile pentru cazul că ar funcționa la încărcări nesimetrice.

— Penele trebuie să fie cît mai bine păsuite în locașul lor, pentru a se evita introducerea rezistențelor de contact.

---

*) p. 182.

— Penele să aibă un cît mai bun contact cu piesele de extremitate şi de fixare a capetelor de bobini, sau să fie izolate de acestea în bune condiţii. Trebuie să se evite contactele nesigure care dau rezistenţe mai ridicate şi pot ocaziona încălziri locale neîngăduite.

— Barele amortizoare să fie cît mai bine fixate.

— Barele amortizoare vor fi aşezate cît mai aproape de întrefier, pentru a se reduce scăpările acestora. În acelaşi scop, legătura între gaura în care se găseşte bara amortizoare şi periferie se va face printr-un şanţ foarte îngust (un istm).

g) În cazurile în care se prevede funcţionarea generatorului cu încărcări nesimetrice repetate, se poate adopta sistemul de compensare a curentului invers cu ajutorul unor impedanţe suplimentare montate la generator [1].

h) Precizarea încărcărilor nesimetrice socotim că s-ar putea face trecîndu-se la încercări experimentale de laborator (pe maşini mici) şi apoi pe maşini mari pentru a se confrunta rezultatele şi a trage toate concluziile posibile în comparaţie şi cu rezultatele teoretice expuse în acest studiu.

НЕСИММЕТРИЧНЫЕ НАГРУЗКИ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе автор исследует результаты несимметричных нагрузок трехфазных альтернаторов и стремится установить критерий для оценки максимального обратного тока, совместимого с правильной работой машины.

Автор излагает современное положение этого вопроса, резюмируя заключения, выведенные в настоящее время (1, 2, 3, 4), но не приводящие к общему его разрешению.

Настоящая работа представляет собой попытку разрешить этот вопрос путем аналитических расчетов результата действия на машину обратной составляющей.

Определяются дополнительные утечки в роторе (в амортизаторе, в частях возбуждения и в железной массе) и ставится условие недопустимости нагрева, превосходящего нагрев при нормальном ходе с симметричной нагрузкой. Автор таким образом устанавливает условие (65).

Следуя по тому же пути в отношении статора автор приходит к соотношению (77).

Условие, касающееся статора, просто и легко выполнимо для любой машины. Условие же, поставленное в отношении ротора, очень трудно выполнимо, так как требует определения некоторых коэффициентов, зависящих от распределения потока, создаваемого обратной составляющей тока в амортизаторах, в частях возбуждения и в железной массе. Так как наибольшей опасности подвергается ротор, соотношение (77) приводит к недостаточному условию, для улучшения которого введен эмпирический фактор a, так что условие, относящееся ко всей машине, может быть выражено соотношением (79).

Этот фактор необходимо ввести главным образом потому, что расчеты были сделаны для средних нагревов, а не для максимальных, причем нагревы, обусловливаемые гармониками высшего порядка, даже не принимались во внимание.

Значение этого фактора можно изменять в зависимости от результатов опытов, произведенных при испытании различных типов машин.

В заключение автор приводит два численных примера, в которых используются формулы, указанные в первой части настоящей работы, после чего показывает способ применения условия (79).

Соотношение (65) может быть использовано и при проектировании трехфазных альтернаторов, когда приходится считаться с известной обратной составляющей тока. Тоже следует сказать относительно трудностей уточнения некоторых коэффициентов, относящихся к входящему в это соотношение распределению потоков, порождаемых обратной составляющей тока.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Циркуляция токов Фуко, создаваемых обратной составляющей и вызывающих дополнительные утечки в периферических частях ротора и в клине.

Рис. 2. — $\frac{I_d}{I} \cdot 100 = f\left(K_1 \frac{P_{sn}}{P_{ex}}\right)$ для разных значений степени асимметрии ε. Считается что $K = 0{,}8$, ток короткого замыкания 0,7 и $v_n = 2{,}3$ (кривые Сыромятникова).

Рис. 3. — $I_i = f(I_d)$ и $\frac{I_i}{I_d} \cdot 100\% = f(I_d)$. Кривые Гейнина для данного турбогенератора.

Рис. 4. — Графическое определение степени ассиметрии, допустимой для альтернаторов определенной постройки

Рис. 5. — Эквивалентная схема альтернатора с амортизирующей обмоткой.

Рис. 6. — Изменение $b = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{1}{\varepsilon^2}}}$ в зависимости от $\varepsilon = \frac{I_i}{I_d}$.

CHARGES ASYMÉTRIQUES DES GÉNÉRATEURS SYNCHRONES

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on étudie l'effet des charges asymétriques sur les générateurs triphasés et l'on cherche à établir un critère en ce qui concerne le courant inverse maximum compatible avec un bon fonctionnement de la machine.

On discute la situation actuelle de ce problème, en résumant les conclusions auxquelles on est arrivé jusqu'à présent [1, 2, 3, 4] et qui ne constituent pas une solution générale de la question étudiée.

Dans ce travail on essaye de résoudre le problème des effets de la composante inverse sur la machine, à l'aide du calcul analytique.

On évalue les pertes supplémentaires dans le rotor (amortisseur, excitation, masse de fer) et on pose la condition de ne pas arriver à un échauffement supérieur à celui admis pendant le fonctionnement normal, sous charge symétrique. On arrive de cette manière à la condition (65).

Suivant la même méthode pour le stator on obtient la relation (77).

La condition obtenue pour le stator est simple et facile à appliquer pour n'importe quelle machine. La condition pour le rotor est cependant très difficile à appliquer car elle exige la connaissance de certains coefficients dépendant de la répartition du flux produit par la composante inverse dans les amortisseurs, l'excitation et la masse de fer. Etant donné que pour le rotor le danger est plus grand, la relation (77) conduit à une condition insuffisante et, un facteur empirique a a été introduit en vue de la corriger, de sorte que pour la machine entière la condition pourrait être exprimée par la relation (79).

Il est d'autant plus nécessaire d'introduire ce facteur que les calculs ont été effectués pour des échauffements moyens et non pas pour les échauffements maxima et que les échauffements dus aux harmoniques supérieures n'ont pas été pris en considération.

La valeur de ce facteur peut être modifiée en fonction des résultats expérimentaux obtenus au cours des essais sur différents types de machines.

Pour finir, on donne deux exemples numériques utilisant les formules citées dans la première partie de ce travail et on indique la manière d'appliquer la condition (79).

La relation (65) pourrait également servir aux projets des alternateurs triphasés dans les cas où ceux-ci doivent supporter une certaine composante inverse du courant. Même observation en ce qui concerne la difficulté de préciser certains coefficients, relatifs à la répartition des flux produits par la composante inverse du courant, qui figurent dans cette relation.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Circulation des courants Foucault, dus à la composante inverse, et produisant des pertes supplémentaires dans la région située à la périphérie du rotor et dans la clavette.

Fig. 2. — $\frac{I_d}{I} \cdot 100 = f\left(K_1 \frac{P_{sn}}{P_{ex}}\right)$ pour différentes valeurs du degré de dyssymétrie ε.

On considère $K = 0{,}8$, le courant de court-circuit 0,7 et $v_n = 2{,}3$ (courbes de Syromiatnicov).

Fig. 3. — $I_i = f(I_d)$ et $\frac{I_i}{I_d} \cdot 100\% = f(I_d)$. Courbes que Guéinine a tracées pour certain turbo-générateur.

Fig. 4. — Détermination graphique du degré de dyssymétrie admissible pour des alternateurs d'une certaine fabrication.

Fig. 5. — Schéma équivalent d'un alternateur ayant un enroulement amortisseur.

Fig. 6. — Variation de $b = \frac{1}{\sqrt{1+\frac{1}{\varepsilon^2}}}$ en fonction de $\varepsilon = \frac{I_i}{I_d}$.

BIBLIOGRAFIE

1. I. A. Sîromiatnikov, *Raboti sinhronnîh gheneratorov*. Gosenergoizdat, Moscova, 1952.
2. — *Voprosî exsploatații sinhronnîh gheneratorov*. Gosenergoizdat, Moscova, 1948.
3. *** *Materiale privind comanda pe fază, reanclanșarea automată* (RAPF) *și repararea liniilor de transport electric de înaltă tensiune*. Publicația Min. Energiei Electrice, OPED, 1951, p. 8.

4. *** *How Much Phase Unbalance can a Generator Stand?* Pow. Gen., septembrie 1949, p. 79.
5. Ed. Roth, *Alternateurs et moteurs synchrones.* Ar. Colin, Paris, 1924.
6. L. M. Piotrovski, *Mașini electrice.* Ed. energetică de stat, 1953, p. 465.
7. I. S. Antoniu și H. Albert, *Culegere de probleme de electrotehnică.* Ed. energetică de stat, 1953 (problemele 10 și 19).
8. E. Arnold u. J. L. la Cour, *Die Wechselstromtechnik.* J. Springer, Berlin, 1922, vol. II, partea 1-a.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

ELECTROTEHNICĂ

CALCULUL ÎNCĂLZIRII UNUI CONDUCTOR NEOMOGEN FORMAT DIN DOUĂ PORŢIUNI DIFERITE*)

DE

A. AVRAMESCU şi AURELIAN IACOB

În construcţiile electrotehnice, mai cu seamă la aparatele electrice, curentul este obligat să treacă, în multe cazuri, prin conductori de secţiuni şi materiale diferite. În consecinţă, distribuţia temperaturii datorită efectului de încălzire Lenz-Joule al curentului în regim staţionar nu mai este uniformă, iar în regimul tranzitoriu constantele de timp sînt diferite.

Problema de a găsi o metodă de calcul care să poată descrie şi urmări cantitativ fenomenul de încălzire în conductori neomogeni, atît în regim staţionar cît şi tranzitoriu, a preocupat pe mulţi cercetători. Aplicînd în general teoria analitică a căldurii [1] şi [2], au rezultat diferite metode de calcul mai mult sau mai puţin exacte [3], [4] şi [5]. Pentru aceasta se pleacă de la ecuaţia generală a mişcării şi transmiterii căldurii în corpuri solide şi de la corpuri solide la gaze [6].

În cele care urmează se calculează în detaliu cazul unui conductor din două materiale şi două secţiuni diferite. Se fac anumite simplificări în funcţie de fazele în care se urmăreşte fenomenul (regim staţionar şi regim tranzitoriu). Se va arăta că rezultatele calculului teoretic se pot utiliza cu folos în anumite aplicaţii tehnice.

ECUAŢII DIFERENŢIALE

Conductorul se consideră format din doi cilindri de diametre diferite. Se notează cu indicile 1, elementele constante şi variabile ale conductorului din mijloc şi fără indici acelea care aparţin conductorului de margine.

Fie d, d_1 diametrele, s, s_1 secţiunile şi ρ, ρ_1 rezistivităţile respective. Originea coordonatelor se ia în mijlocul cilindrului central, faţă de care problema prezintă simetrie (fig. 1). Considerîndu-se temperatura constantă în orice secţiune, variaţia axială a temperaturii staţionare se poate urmări numai în funcţie de coordonata axială şi este dată de ecuaţia diferenţială [8]

$$\lambda \frac{d^2\vartheta}{dx^2} - \alpha \frac{p}{s} \vartheta + j^2 \rho = 0 \qquad (1)$$

unde λ — conductibilitatea termică, în $\frac{W}{cm\ °C}$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 noiembrie 1954.

ϑ — temperatura, în °C

α — coeficientul de cedare al căldurii, în $\frac{W}{cm^2 °C}$

p — perimetrul conductorului, în cm
s — secţiunea conductorului, în cm^2
j — densitatea curentului, în A/cm^2
ρ — rezistivitatea, în Ω cm.

La această ecuaţie se mai adaugă două condiţii la limită.

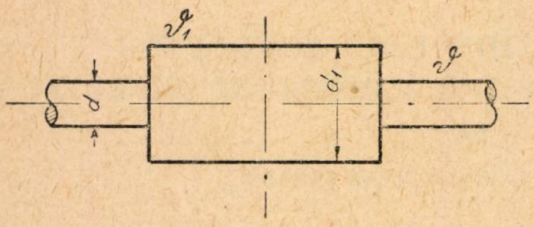


Fig. 1

Variaţia temperaturii în funcţie de timp pentru un anumit curent fără mişcare axială a căldurii, deci pentru un cilindru foarte lung, este dată de ecuaţia diferenţială

$$\gamma c \frac{d\vartheta}{dt} = j^2\rho - \alpha \frac{p}{s}\vartheta \qquad (2)$$

unde c — căldura specifică, în $\frac{W}{g\,°C}$

γ — greutatea specifică, în g/cm^3.

În faza tranzitorie se poate uneori neglija atît mişcarea axială cît şi cea radială a căldurii, deci cedarea către mediul înconjurător. În acest caz [7] ecuaţia (2) devine:

$$\frac{d\vartheta_1}{dt} = \frac{j_1^2\rho_1}{\gamma_1 c_1} = \frac{I^2\rho_1}{s_1^2\gamma_1 c_1} \qquad (3)$$

pentru conductorul din mijloc,

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \frac{j^2\rho}{\gamma c} = \frac{I^2\rho}{s^2\gamma c} \qquad (4)$$

pentru conductorul din margine.

La această ecuaţie se adaugă în mod necesar, cîte o condiţie iniţială care determină constanta de integrare.

Integrala ecuaţiei diferenţiale (2), în cazul încălzirii unui anumit corp nedeformabil, este

$$\vartheta = \theta\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \qquad (5)$$

atunci cînd temperatura iniţială este zero.

Constanta de timp a conductorului este

$$T = \frac{cG}{\alpha S} = \frac{\gamma c V}{\alpha S} \qquad (6)$$

şi cînd forma sa este cilindrică

$$T = \frac{\gamma c l \pi d^2}{4\alpha l d} = \frac{\gamma c d}{4\alpha}. \qquad (7)$$

Deci, ca un corp să se încălzească mai repede sau mai încet se cere o constantă de timp T mai mică, respectiv mai mare.

În regim staționar variația de temperatură a firului uniform și infinit este nulă și atunci din ecuația (2) se obține

$$\theta_1 = \frac{j_1^2 \rho_1 s_1}{\alpha_1 p_1} = \frac{I^2 \rho_1}{\alpha_1 s_1 p_1} = \frac{4 I^2 \rho_1}{\alpha_1 \pi^2 d_1^3} \tag{8}$$

pentru conductorul din mijloc

$$\theta = \frac{j^2 \rho s}{\alpha p} = \frac{I^2 \rho}{\alpha s p} = \frac{4 I^2 \rho}{\alpha \pi^2 d^3} \tag{9}$$

pentru conductorul din margine, unde θ este temperatura maximă staționară a conductorului infinit pentru un anumit curent.

În toate aceste ecuații, parametrii de material se consideră constanți. În cazul cînd diferențele de temperatură sînt mari, se introduce valoarea medie în intervalul respectiv. Variația continuă a parametrilor cu temperatura se poate lua în considerare, dar problema devine mai dificilă [8].

ÎNCĂLZIREA STAȚIONARĂ

Pentru conductorul central ecuația (1) ia forma

$$\lambda_1 \frac{d^2 \vartheta_1}{dx^2} - \alpha_1 \frac{p_1}{s_1} \vartheta_1 + j_1^2 \rho_1 = 0 \tag{10}$$

cu condițiile la limită

$$\frac{d\vartheta}{dx} = 0 \quad \text{pentru } x=0, \tag{11}$$

$$\vartheta_1 = \vartheta \quad \text{pentru } x=x_1. \tag{12}$$

Pentru conductorul de la margine, ecuația (1) rămîne la fel ca (10), numai că are drept condiții la limită

$$\vartheta = \theta = \frac{j^2 \rho s}{\alpha \rho} \quad \text{pentru } x=\infty, \tag{13}$$

$$\lambda_1 \frac{d\vartheta_1}{dx} = \lambda \frac{d\vartheta}{dx} \quad \text{pentru } x = x_1. \tag{14}$$

Dacă ecuația (1) se împarte peste tot cu λ și se introduc notațiile

$$\frac{\alpha \rho}{\lambda s} = n^2; \quad \frac{j^2 \rho}{\lambda} = k \text{ și } \theta = \frac{k}{n^2}$$

ecuațiile devin

$$\vartheta_1'' - n_1^2 \vartheta_1 + k_1 = 0 \tag{15}$$

$$\vartheta'' - n^2 \vartheta + k = 0. \tag{16}$$

Soluţiile generale au forma

$$\vartheta_1 = A_1 e^{n_1 x} + B_1 e^{-n_1 x} + \theta_1 \tag{17}$$

$$\vartheta = A e^{nx} + B e^{-nx} + \theta. \tag{18}$$

Pentru determinarea celor patru constante: A, A_1, B, B_1 se folosesc condiţiile la limită (11), (12), (13) şi (14). Derivînd relaţia (18) se obţine $\vartheta' = Ane^{nx} - -Bne^{-nx}$, ceea ce pentru conductorul din mijloc dă, ţinînd seama de condiţia (14),

$$A_1 n_1 - B_1 n_1 = 0,$$

$$A_1 = B_1.$$

Condiţia (11) duce la $A=0$, ceea ce face ca împreună cu relaţiile (12) şi (14) să rezulte

$$A_1 (e^{n_1 x_1} + e^{-n_1 x_1}) + \frac{k_1}{n_1^2} = Be^{-nx_1} + \frac{k}{n^2} \tag{19}$$

$$A_1 \lambda_1 n_1 (e^{n_1 x_1} + e^{-n_1 x_1}) = -\lambda B n e^{-n x_1} \tag{20}$$

Dacă în (19) se pune $k/n^2 = \theta$ şi expresia din paranteză se înlocuieşte cu $2\operatorname{ch} n_1 x_1$, atunci (19) şi (20) devin

$$2 A_1 \operatorname{ch} n_1 x_1 + \theta_1 = Be^{-n x_1} + \theta \tag{21}$$

$$2 A_1 \lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1 = -\lambda B. n e^{-n x_1}.$$

Făcînd calculele necesare rezultă

$$A_1 = \frac{\frac{1}{2} \lambda n (\theta - \theta_1)}{\lambda n \operatorname{ch} n_1 x_1 + \lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1} \tag{22}$$

$$B = -\frac{\lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1 (\theta - \theta_1)}{e^{-nx_1} (\lambda n \operatorname{ch} n_1 x_1 + \lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1} \tag{23}$$

care introduse în relaţiile (18) şi (19) dau

$$\vartheta_1 = 2 A_1 \operatorname{ch} n_1 x + \theta_1$$

$$\vartheta = Be^{-nx} + \theta.$$

Împărţind cu θ_1, respectiv θ se obţine

$$\frac{\vartheta_1}{\theta_1} = 1 + \frac{\lambda n \operatorname{ch} n_1 x}{\lambda n \operatorname{ch} n_1 x_1 + \lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1} \left(\frac{\theta}{\theta_1} - 1 \right) \tag{24}$$

$$\frac{\vartheta}{\theta} = 1 - \frac{\lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1 e^{n(x - x_1)}}{\lambda n \operatorname{ch} n_1 x_1 + \lambda_1 n_1 \operatorname{sh} n_1 x_1} \left(1 - \frac{\theta_1}{\theta} \right) \tag{25}$$

Dacă se notează

$$g = \frac{\lambda_1 n_1}{\lambda n} = \sqrt{\frac{\lambda_1 d}{\lambda d_1}}, \qquad m = \frac{\theta_1}{\theta} = \frac{\alpha}{\alpha_1} \frac{\rho_1}{\rho} \left(\frac{d}{d_1} \right)^3, \qquad \psi_1 = n_1 x_1$$

rapoartele (24) și (25) devin

$$\frac{\vartheta_1}{\theta_1} = 1 + \left(\frac{1}{m} - 1\right)\frac{\operatorname{ch} n_1 x}{\operatorname{ch}\psi_1 + g \operatorname{sh}\psi_1} \qquad x < x_1 \tag{26}$$

$$\theta = 1 - (1 - m)\frac{e^{-n\,(x - x_1)}}{\operatorname{cth}\psi_1 + g} \qquad x > x_1 \tag{27}$$

În centru, deci la $x = 0$, relația (26) dă

$$\frac{\vartheta_1\,(0)}{\theta_1} = 1 + \left(\frac{1}{m} - 1\right)\frac{1}{\operatorname{ch}\psi_1 + g \operatorname{sh}\psi_1} \tag{28}$$

iar pentru $x = x_1$

$$\frac{\vartheta_1(x_1)}{\theta_1} = 1 + \left(\frac{1}{m} - 1\right)\frac{1}{1 + g \operatorname{th}\psi_1} \tag{29}$$

sau

$$\frac{\vartheta\,(x_1)}{\theta} = 1 - (1 - m)\frac{g}{\operatorname{cth}\psi_1 + g} \tag{30}$$

de unde

$$\vartheta_1(x_1) = \theta_1 - (\theta - \theta_1)\frac{1}{1 + g\ \operatorname{th}\psi_1} \tag{31}$$

și

$$\vartheta\,(x) = \theta - (\theta - \theta_1)\frac{g}{\operatorname{cth}\,\psi_1 + g}$$

ceea ce verifică condiția (13).

Dacă în ecuația (26) se face $x = 0$ atunci

$$\vartheta_1(0) = \theta_1 + (\theta - \theta_1)\frac{1}{\operatorname{ch}\psi_1 + g \operatorname{sh}\psi_1} \tag{32}$$

și

$$\eta = \frac{\vartheta_1(0)}{\theta} = m + (1 - m)\frac{1}{\operatorname{ch}\psi_1 + g \operatorname{sh}\psi_1}. \tag{33}$$

Cum g este cuprins între 0 și 1, se poate pune sub forma:

$$g = \operatorname{th}\varphi \tag{34}$$

atunci

$$\frac{1}{\operatorname{ch}\psi_1 + g \operatorname{sh}\psi_1} = \frac{\operatorname{ch}\varphi}{\operatorname{ch}\psi_1 \operatorname{ch}\varphi + \operatorname{sh}\psi_1 \operatorname{sh}\varphi} = \frac{\operatorname{ch}\varphi}{ch\,(\psi_1 + \varphi)} \tag{35}$$

și

$$\eta = m + (1 - m)\frac{\operatorname{ch}\varphi}{\operatorname{ch}(\psi_1 + \varphi)}$$

sau fiindcă

$$\psi_1 + \varphi = \operatorname{arch}\left(\frac{1-m}{\eta - m}\operatorname{ch}\varphi\right)$$

de unde

$$x_1 = \frac{\psi_1}{n_1} = \frac{1}{n_1}\left[\operatorname{arch}\left(\frac{1-m}{\eta - m}\frac{1}{\sqrt{1-g^2}}\right) - \operatorname{arth} g\right] \tag{36}$$

Această formulă permite calculul practic al lungimii porţiunii centrale în cazul cînd se dau datele necesare.

APLICAŢII

În electrotehnică, conductoare de secţiune şi de caracteristici diferite, se utilizează, între altele, în siguranţe speciale cu întîrziere. Dimensionarea termică şi electrică a acestor siguranţe interesează pe proiectanţii de aparate [9], [10] şi [11] şi se poate rezolva cu ajutorul formulelor teoretice deduse mai sus.

Fuzibilul de acest fel este format din două elemente cu punct de fuziune diferit şi anume, unul care se topeşte la o temperatură mai joasă se dispune la mijloc şi se dimensionează astfel ca pe o lungime dată să aibă o masă mult mai mare decît celălalt, cu punct de topire mai înalt însă de diametru mai mic.

Condiţia ca la supraintensitate să se topească conductorul din mijloc, iar la scurtcircuit cel din margine, cere ca primul să aibă o temperatură de topire mai joasă decît a celuilalt şi o inerţie termică mai mare, ceea ce duce la

$$m = \frac{\theta_1}{\theta} = \frac{\alpha}{\alpha_1}\frac{\rho_1}{\rho}\left(\frac{d}{d_1}\right)^3 < 1, \tag{37}$$

din raportul ecuaţiilor (8) şi (9), şi la

$$\frac{\vartheta_1}{\vartheta} = \frac{\rho_1}{\rho}\frac{s^2\gamma c}{s_1^2\gamma_1 c_1} = \frac{\rho_1\gamma c}{\rho\gamma_1 c_1}\left(\frac{d}{d_1}\right)^2 < 1, \tag{38}$$

din raportul ecuaţiilor (3) şi (4).

Pentru a avea o inerţie termică mai mare la centru, adică în cazul prezent pentru ca T_1 (constanta de timp a porţiunii din mijloc) să fie mai mare decît T (cea a porţiunii din margine) trebuie ca $c_1 C_1 > c\,G$, respectiv pentru forma cilindrică (11)

$$\gamma_1 c_1 d_1 \alpha > \gamma c\, d\, \alpha_1 . \tag{39}$$

Cu această ultimă consideraţie, rezultă următoarele trei limitări ale parametrelor

$$\frac{\rho_1}{\rho}\left(\frac{d}{d_1}\right)^3 < 1 \tag{40}$$

$$\frac{\rho_1}{\rho}\left(\frac{\gamma c}{\gamma_1 c_1}\right)\left(\frac{d}{d_1}\right)^2 < 1 \tag{41}$$

$$\gamma c\, d < \gamma_1 c_1 d_1 . \tag{42}$$

Se consideră că cilindrul central este format din cositor și cel din margine din argint. În acest caz parametrii specifici sînt pentru

$$Ag: \frac{1}{\rho} = 62{,}5 \text{ Sm/mm}^2,\ \gamma = 10{,}5 \text{ g/cm}^3,\ c = 0{,}255 \frac{j}{\text{g°C}},\ \gamma c = 2{,}46 \frac{j}{\text{cm}^3\,°\text{C}},$$

pentru

$$Sn: \frac{1}{\rho_1} = 8{,}3 \text{ Sm/mm}^2,\ \gamma_1 = 7{,}28 \text{ g/cm}^3,\ c_1 = 0{,}230 \frac{j}{\text{g °C}},\ \gamma_1 c_1 = 1{,}175 \frac{j}{\text{cm}^3\,°\text{C}},$$

Înlocuind în inegalitatea (40) valorile de mai sus, se obține

$$\left(\frac{d}{d_1}\right)^3 < \frac{8{,}3}{62{,}5} = 0{,}133 \quad d_1 > 2\,d.$$

Procedînd la fel cu inegalitatea (41) se obține

$$\left(\frac{d}{d_1}\right)^2 < \frac{\rho\gamma_1 c_1}{\rho_1 \gamma c} = \frac{8{,}3 \cdot 7{,}28 \cdot 0{,}23}{62{,}5 \cdot 10{,}5 \cdot 0{,}255} = 0{,}09..$$

În general se ia $d_1 = 3d$.

EXEMPLU DE CALCUL

Se alege un fuzibil cu întîrziere avînd următoarele date particulare în afară de cele specificate mai sus:

$$d = 0{,}04 \text{ cm},\ d_1 = 0{,}12 \text{ cm},\ d_1/d = 3.$$

Coeficientul de cedare al căldurii corespunzînd diametrelor d și d_1 sînt respectiv [12] (în aer și la 100°C)

$$\alpha = 7 \text{ mW/cm}^2\,°\text{C}, \quad \alpha_1 = 3{,}5 \text{ mW/cm}^2\,°\text{C}, \quad \alpha/\alpha_1 = 2.$$

Rezistivitățile sînt

$$\rho = \frac{1}{62{,}5}, \quad \rho_1 = \frac{1}{8{,}3} \qquad \rho/\rho_1 = 0{,}133\,.$$

Din aceste date se calculează

$$m = \frac{7}{3{,}5} \cdot \frac{62{,}5}{8{,}3} \cdot \frac{1}{27} = 0{,}558, \quad 1 - m = 0{,}442.$$

Deoarece prescripțiile condiționează curentul de topire la suprasarcină prin raportul: $I_t/I_n = 1{,}6$, deci $\vartheta_t/\vartheta =_n 1{,}6^2 = 2{,}56$. Dat fiind că în nisip, firele fuzibile din argint se încălzesc la sarcina lor nominală la temperatura de $\theta = 85$ °C, rezultă că temperatura staționară a cositorului va putea fi de

$$\theta_1 = \frac{232}{2{,}56} = 90{,}5°\text{C},$$

deci

$$\eta = \frac{90}{85} = 0{,}95 .$$

Criteriul de răcire g se calculează în cazul acesta

$$g = \sqrt{\frac{\alpha_1 \lambda_1 d}{\alpha \lambda d_1}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot 0{,}226 = 0{,}16, \quad \operatorname{arth} g = 0{,}16, \quad \cos \varphi = \frac{1}{\sqrt{1-0{,}16^2}} = 1{,}01.$$

În nisip, cedarea de căldură se triplează, deci

$$n = \sqrt{\frac{4\alpha}{\lambda d}} = \frac{4 \cdot 3 \cdot 7 \cdot 10^{-3}}{4{,}18 \cdot 0{,}04} = 2{,}22,$$

$$n_1 = \sqrt{\frac{4\alpha_1}{\lambda_1 d_1}} = \frac{4 \cdot 3 \cdot 3{,}5 \cdot 10^{-3}}{0{,}64 \cdot 0{,}12} = 0{,}74.$$

Rezultă

$$\psi = \operatorname{arch}\left(\frac{1-m}{\eta - m} \cos \varphi\right) - \operatorname{arth} g,$$

$$\psi = \operatorname{arch} \frac{0{,}442}{0{,}392} \cdot 1{,}01 - 0{,}16 = 0{,}41.$$

Deci lungimea porțiunii centrale căutate este de

$$2x_1 = \frac{2.0{,}41}{0{,}74} = 1{,}10 \text{ cm}.$$

După cum se poate constata în acest exemplu de calcul, formulele teoretice deduse permit rezolvarea a numeroase probleme care se pun în practica construcției aparatelor electrice.

РАСЧЕТ НАГРЕВА НЕОДНОРОДНОГО ПРОВОДА, СОСТОЯЩЕГО ИЗ ДВУХ РАЗНЫХ ЧАСТЕЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматривается цилиндрический провод, включенный в другой провод различного сечения, изготовленный из другого материала и иначе охлаждающийся; производится расчет временного нагрева при коротком замыкании (без отдачи теплоты), а также стационарного распределения температуры в обоих проводах.

Выведенные теоретические формулы могут быть использованы наряду с другими для расчета размеров легкоплавких предохранителей с запозданием. Приводится подробный примерный расчет для легкоплавкой проволоки из сплава серебра и олова.

CALCUL DU CHAUFFAGE D'UN CONDUCTEUR NON HOMOGÈNE, FORMÉ DE DEUX PORTIONS DIFFÉRENTES

(RÉSUMÉ)

On considère un conducteur cylindrique intercalé dans un autre, différant du premier par la section, les matériaux et les conditions de refroidissement et on calcule l'échauffement transitoire, de courte durée (sans cession de chaleur) et la répartition stationnaire de la température dans les deux conducteurs.

Les formules théoriques déduites peuvent être appliquées au calcul pour déterminer les dimensions des fusibles à retard, fondant facilement. On donne un exemple détaillé de calcul pour un fil fusible, en argent ou en étain.

BIBLIOGRAFIE

1. I. B. J. Fourier, *Théorie analytique de la chaleur*. Gauthier-Villars, Paris, 1822.
2. B. Riemann u. H. V. Weber, *Partielle Differentialgleichungen und deren Anwendung auf physikalische Fragen*. 4. Aufl., Vieweg., Braunschweig, 1901.
3. A. I. Builov, *Osnovî elektroapparatostroenia*. Gosenergoizdat, Moscova—Leningrad, 1947.
4. V. V. Mihailov, *Rasciot i konstruirovanie vîsokovoltnîh aparatov*. GEI, Moscova—Leningrad, 1951.
5. M. A. Babikov, *Elektriciskie aparatî*. GEI, Moscova—Leningrad, 1951.
6. F. Emde, *Die Erwärmung eines Drahtförmigen Schmelzeinsatzes*. Elecktrotechn. u. Masch.-Bau, 1907, t. 25, p. 455.
7. J. Wrana, *Vorgänge beim Schmelzen und Verdampfen von Drähten mit sehr hohen Stromstärken*. Arch. Elecktrotechn., 1939, t. 33, nr. 10, p. 655.
8. A. Avramescu, *Beiträge zur Erwärmungsberechnung elektrischer Leiter*. Habill-Diss. T. H. Dresden, Mon. of. Bucureşti, 1944; Bul. I.R.E., 1944, t. 11, p. 301.
9. I. Lucchi, *Constanta di inerzia termica dei fusibili*. Electrotecnica, 1949, t. 36, nr. 3 bis, p. 142.
10. A. Gantenbein, *Le procès de rupture dans les coupe-circuits fusibles de grand pouvoir de rupture*. Bull. Soc. franç. Electr., 1949, t. 9, nr. 89, p. 83.
11. I. E. Balighin, *Povedenie plavki predobranitelei prindarnîhtakoh bolşoi sili*. Elektricestvo, 1949, nr. 4, p. 70.
12. A. Avramescu şi S. Mastero, *Încălzirea la scurtcircuite a conductorilor de aluminiu*. Studii şi cercetări energetice, t. 3, 1933, p. 127.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

ELECTROTEHNICĂ

PERFECŢIONAREA METODEI DE PROIECTARE A CORECTORULUI DE ATENUARE ÎN X

DE

M. RACOVIŢĂ

1. INTRODUCERE

Corectorul de atenuare este un cuadripol care are scopul de a ameliora caracterul atenuării introduse de un alt element, în particular de un cablu telefonic. Cazul ideal este acela al realizării unui ansamblu, care să dea o atenuare constantă cu frecvenţa; în practică însă, ne mulţumim dacă atenuarea totală, element distorsionant plus corector, oscilează în jurul unei valori constante şi dacă abaterile acestea nu sînt prea mari (cazurile concrete fixează toleranţele). În acelaşi timp tindem să realizăm o impedanţă de intrare a corectorului independentă de frecvenţă, aceasta cu scopul de a face adaptarea la cablu pentru orice frecvenţă (în ipoteza că impedanţa caracteristică a cablului nu depinde de f). Un asemenea cuadripol este corectorul în punte (sau în X) (fig. 1) unde

$$Z_1 = R_1 + j\omega L_1 \quad \text{iar} \quad \frac{1}{Z_2} = \frac{1}{R_2} + j\omega C_2 ,$$

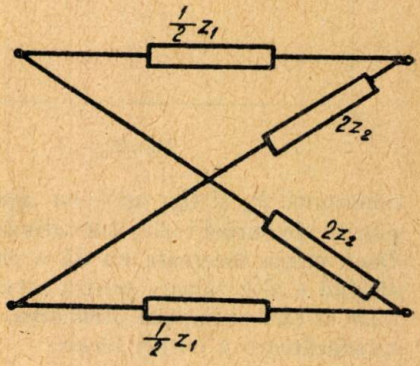


Fig. 1

Z_1 şi Z_2 fiind legaţi prin relaţia

$$Z_1 Z_2 = R_0 . \qquad (1)^*)$$

Relaţia complexă (1) corespunde la două relaţii în real. Rezultă că deşi dispunem de patru parametri (R_1, R_2, L_1 şi C_2) nu putem impune decît două condiţii sau, ceea ce este acelaşi lucru, nu putem impune decît două puncte (de pe caracteristica ideală de corecţie) prin care să treacă curba de atenuare a corectorului real.

*) R_0 este impedanţa de intrare a corectorului şi deci o dată de proiectare a sa.

Teoria dă pentru acest corector expresia atenuării

$$\alpha = \frac{1}{2} \ln \frac{P_0 + f^2}{Q_0 + f^2}, \tag{2}$$

unde f este frecvența,

$$P_0 = \left(\frac{1+a_0}{a_1}\right)^2, \quad Q_0 = \left(\frac{1-a_0}{a_1}\right)^2.$$

Să reținem că $P_0/Q_0 = \left(\frac{1+a_0}{1-a_0}\right)^2 > 1$, căci $a_0 > 0$ și $P_0 - Q_0 > 0$. Punînd expresia (2) sub forma

$$F = e^{2\alpha} = \frac{P_0 + f^2}{Q_0 + f^2} \tag{3}$$

și luînd derivata în raport cu f^2, semnul derivatei este dat de semnul diferenței $Q_0 - P_0$. Așadar, curba $F(f)$ este descrescătoare; graficul ei (fig. 2) ne mai arată că întotdeauna $F \geqslant 1$, adică nu putem realiza cîștiguri cu acest corector.

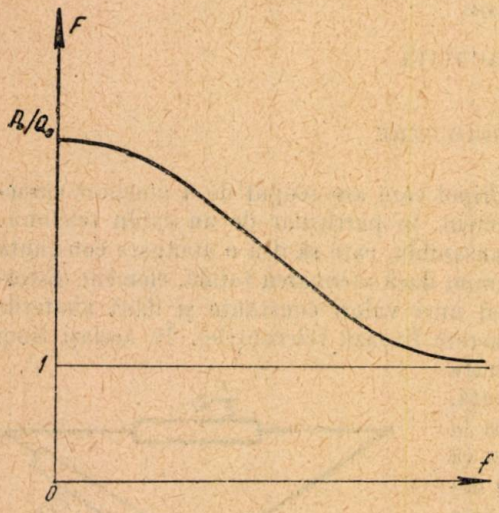


Fig. 2

2. METODA OBIȘNUITĂ DE PROIECTARE

Proiectarea pornește de la curba atenuării elementului de corectat. Se alege după voie un nivel total de atenuare, față de care se calculează ordonatele curbei ideale a corectorului. După cum s-a văzut nu se vor putea impune decît două puncte de pe această curbă, prin care să treacă curba corectorului real. Aceste două puncte de asemenea se aleg după voie (se aleg frecvențele), iar din (3) se determină P_0 și Q_0; apoi, cu ajutorul aceleiași formule se calculează diferite puncte ale curbei reale, constatîndu-se în ce măsură ea se abate de la curba ideală. Dacă prima încercare nu dă o curbă reală suficient de apropiată de cea ideală, alegînd o altă valoare pentru nivelul total de atenuare sau alte valori ale frecvențelor la care se impune atenuarea, se ajunge după cîteva încercări la o aproximare satisfăcătoare a curbei ideale.

3. NOI METODE

Din cele de mai sus se recunoaște că alegerea nivelului total de atenuare nu se face după nici un fel de criteriu fundamentat ci arbitrar, verificîndu-se în consecință dacă alegerea făcută convine. Abia după aceea se constată cît de justă a fost alegerea. Deci, sînt necesare criterii care să determine în mod precis nivelul care corespunde soluției optime. În felul acesta se ridică nedeterminarea existentă și în proiectare nu ne vom opri la prima soluție acceptabilă găsită, aflînd în mod

direct soluția cea mai potrivită cazului dat. Pentru atingerea acestui scop au fost imaginate alte metode.

Ing. P o p o v M., într-un proiect studențesc, a propus următoarea cale, remarcabilă prin simplitatea ei. Se pornește de la expresia (2)

$$\alpha = \frac{1}{2} \ln \frac{P_0 + f^2}{Q_0 + f^2} = \frac{1}{2} \ln \left(1 + \frac{\frac{P_0}{Q_0} - 1}{1 + \frac{f^2}{Q_0}} \right); \qquad (4)$$

pe baza lui (4) se construiesc niște curbe universale, în abscisă punînd f^2/Q_0, în ordonată α, familia de curbe avînd ca parametru pe P_0/Q_0. Diagrama atenuării ideale cerută corectorului are drept abscisă $x = 2k \log f$, iar diagrama curbelor universale, o abscisă $x = k \log \frac{f^2}{Q_0} = k(2 \log f - \log Q_0)$.

Deci, cele două abscise diferă numai printr-un termen constant ($k \log Q_0$). De asemenea, curba reală poate diferi de cea ideală printr-o componentă constantă (adică nivelul total poate fi diferit). Aceasta ne permite să translatăm curba ideală copiată pe calc, în planul curbelor universale, astfel încît axele să rămînă respectiv paralele. Se caută astfel suprapunerea cea mai perfectă între curba ideală și una din curbele universale. Diferența absciselor unui punct oarecare al curbei ideale ne dă valoarea lui $k \log Q_0$, iar raportul P_0/Q_0 se citește direct de pe curbe.

Metoda are avantajul curbelor universale care odată construite cer un minimum de efort de la cel care le folosește. S-a făcut obiecția că metoda necesită un plan de curbe îndesit, altfel ea este prea aproximativă, și în același timp are un caracter subiectiv.

Pentru a înlătura nedeterminarea în proiectarea corectorului și pentru a diminua numărul tatonărilor, propunem următoarea metodă. Această metodă caută soluția optimă sub forma unei curbe care să aibă trei puncte de coincidență cu caracteristica ideală în loc de două. Faptul că dispunem de un parametru suplimentar, nivelul total de atenuare ne îndreptățește să facem această încercare. Acest nivel care constituia pînă acum un element de prisos, este transformat într-un element util. Vom căuta nivelul total optim corespunzător coincidenței la trei frecvențe oarecare. Pentru aceasta vom presupune că am ales un nivel provizoriu față de care am calculat curba ideală. Vom introduce corecția de nivel $\left(\frac{x}{2}\right)$ pentru a obține nivelul optim.

Scriind expresia (3) sub forma

$$FQ_0 - P_0 + (F - 1) f^2 = 0, \qquad (5)$$

particularizăm această ecuație pentru trei puncte (f_1, F_1), (f_2, F_2) și (f_3, F_3). Rezultă un sistem de trei ecuații cu două necunoscute (P_0 și Q_0); pentru a fi compatibil, determinantul sistemului trebuie să fie identic nul

$$\begin{vmatrix} (F_1 - 1) f_1^2 & -1 & F_1 \\ (F_2 - 1) f_2^2 & -1 & F_2 \\ (F_3 - 1) f_3^2 & -1 & F_3 \end{vmatrix} = 0,$$

sau dezvoltînd

$$(F_2-1)\,(f_2^2-f_1^2)\,(F_3-F_1)-(F_3-1)\,(f_3^2-f_1^2)\,(F_2-F_1)=0. \tag{6}$$

În general, egalitatea (6) se poate dovedi nesatisfăcută de valorile

$$F_1=e^a,\ F_2=e^b,\ F_3=e^c$$

(a, b, c, fiind dublul atenuării la frecvențele f_1, f_2, f_3) corespunzătoare unui nivel oarecare. Presupunem existența unui nivel diferind prin $\frac{x}{2}$ față de nivelul provizoriu, valorile F'_1, F'_2, F'_3 corespunzătoare verificînd această egalitate. Noile valori F' se leagă evident de vechile valori F prin relațiile

$$F'_1=e^{a+x}=e^a.\ e^x,\ F'_2=e^{b+x},\ F'_3=e^{c+x}.$$

Înlocuind aceste expresii în egalitatea (6) aceasta se transformă într-o ecuație în e^x, din care se deduce

$$e^x=\frac{A\,(e^c-e^a)-B\,(e^b-e^a)}{Ae^b\,(e^c-e^a)-Be^c(e^b-e^a)}, \tag{7}$$

unde $A=f_2^2-f_1^2$, $B=f_3^2-f_1^2$.

Revenind la notația $e_a=F_1$ etc., avem

$$e^x=\frac{A\,(F_3-F_1)-B\,(F_2-F_1)}{AF_2\,(F_3-F_1)-BF_3(F_2-F_1)}, \tag{8}$$

F-urile fiind luate în raport cu nivelul provizoriu oarecare.

Este necesar să stabilim condițiile care trebuie îndeplinite de cele trei puncte pentru ca să existe în general o soluție optimă, în formularea de mai sus. Pentru a proceda mai sistematic, să ne oprim întîi asupra condițiilor pe care trebuie să le satisfacă cele două puncte din cazul proiectării obișnuite, pentru ca prin ele să poată trece curba corectorului real. O asemenea limitare trebuie să existe, ea fiind legată de panta curbei aproximate (mai jos vom arăta care este panta limită).

Particularizînd ecuația (5) pentru două puncte (f_1, F_1), (f_2, F_2) rezultă

$$\left.\begin{aligned}F_1Q_0-P_0+(F_1-1)f_1^2=0\\F_2Q_0-P_0+(F_2-1)f_2^2=0\end{aligned}\right\}; \tag{9}$$

rezolvînd acest sistem în raport cu P_0, Q_0, ajungem la următoarele condiții

$$Q_0=\frac{f_2^2(F_2-1)-f_1^2(F_1-1)}{F_1-F_2}>0; \tag{10}$$

$$P_0=\frac{f_2(F_2-1)F_1-f_1^2(F_1-1)F_2}{F_1-F_2}>0. \tag{11}^*$$

Din (10) și (11) rezultă

$$F_1>F_2 \tag{12}$$

dacă $f_1<f_2$. Într-adevăr să presupunem contrariul, $F_1<F_2$; în acest caz inegalitatea (10) nu poate avea loc pentru nici un fel de valori date lui f și F. Dar

*) S-au impus condițiile corectorului real: P_0, $Q_0>0$; semnul egal în locul semnului $>$ este acceptabil ca un caz limită.

dacă $F_1 > F_2$ se constată că există anumite valori (f, F) care satisfac inegalitatea (10), ceea ce atrage după sine satisfacerea inegalității (11). Combinînd inegalitățile (10) și (12) se va putea scrie

$$f_2^2 (F_2 - 1) - f_1^2 (F_1 - 1) > 0. \qquad (10')$$

Inegalitățile (10') și (12) sînt echivalente inegalităților (10) și (11), deoarece primele se deduc din ultimele și invers. Astfel vom putea afirma că pentru corecție, trebuie satisfăcute condițiile (10') și (12).

Să revenim la corecția în trei puncte, căutînd și pentru acest caz condițiile de corecție. Pentru a determina aceste condiții, să observăm că punctele (f_1, F_1'), (f_2, F_2') și (f_3, F_3'), unde F_1' este egal cu $F_1 \cdot e^x$, etc., vor trebui evident să satisfacă condițiile (10'), (12) în care F-urile vor purta toate semnul «prim»

$$f_2^2 (F_2' - 1) - f_1^2 (F_1' - 1) > 0, \qquad (13)$$

$$F_1' > F_2'. \qquad (14)$$

Dacă vom avea grijă ca inițial să nu ne propunem a corecta o curbă crescătoare cu frecvența, atunci inegalitatea (14) va fi satisfăcută căci rezultă din (12) prin înmulțire cu un număr pozitiv ($e^x > 0$).

Deci relații de forma (13) vor trebui scrise pentru cele trei perechi de puncte formate cu cele trei puncte. Nu este greu de observat că dacă din expresia (7) rezultă pentru e^x valori acceptabile, este suficient a scrie condiția (13) pentru o singură pereche de puncte (aleasă după voie). Într-adevăr e^x rezultă din condiția ca toate trei punctele să admită aceiași P_0, Q_0 (adică să fie situate pe aceeași curbă). Dacă o pereche formată cu aceste puncte (ordonatele avînd semnul «prim») admite niște valori P_0, Q_0 pozitive, oricare din celelalte două perechi și cuprinzînd al treilea punct vor trebui să admită aceleași valori, deci tot pozitive. Cu alte cuvinte este inutil a mai scrie încă de două ori condiția (13), deoarece ea va fi automat satisfăcută. Afirmația de mai sus este valabilă în ipoteza că $e^x \geqslant 0$.

S-ar mai putea face riposta că, admițînd chiar valori pozitive pentru e^x, care ar putea să ne asigure că între punctele rezultante (F_1', F_2', F_3') n-ar exista unele care să ceară de la corector o amplificare, știut fiind că el nu poate realiza cîștiguri? Replica poate fi ușor dată sprijinindu-ne pe cele de mai sus, cu observația suplimentară că de vreme ce cele trei puncte admit o pereche P_0, Q_0 pozitivi, rezultă că ele vor avea F-urile toate mai mari ca unitatea (fig. 2), deci și atenuări pozitive. Studiul matematic care va urma va confirma afirmația de mai sus.

Înainte de a intra în calculul propriu-zis, să găsim care condiție trebuie satisfăcută pentru a nu pretinde corectorului realizarea unui cîștig. Punctul cel mai periclitat este (f_3, F_3'); dacă el poate fi asigurat împotriva acestui pericol celelalte puncte cu atît mai mult vor fi departe de nivelul 1 (pentru F). Aceasta revine la a scrie

$$\frac{1}{2}(c + x) \geqslant 0 \text{ sau } e^x \geqslant \frac{1}{e^c}.$$

Să considerăm pe de altă parte diferența

$$e^x - \frac{1}{e^c} = \frac{Ae^c(e^c - e^a) - Ae^b(e^c - e^a)}{N} = \frac{A(F_3 - F_2)(F_3 - F_1)}{N},$$

unde N este numitorul expresiei lui e^x. Inegalitatea de mai sus va avea loc dacă $N \geqslant 0$.

Să găsim acum condițiile de existență a soluției optime. Vom scrie în acest scop condiția (13) pentru punctele (f_2, F_2'), (f_3, F_3'). Final se obține

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{N} f_3^2 < \frac{B(F_2 - F_1)}{N} f_2^2. \tag{15}$$

Pentru o mai comodă analiză separăm (15) în două perechi de inegalități

$$\left.\begin{matrix} A(F_3 - F_1) f_3^2 < B(F_2 - F_1) f_2^2 \\ N > 0 \end{matrix}\right\}, \tag{16}$$

$$\left.\begin{matrix} A(F_3 - F_1) f_3^2 > B(F_2 - F_1) f_2^2 \\ N < 0 \end{matrix}\right\}, \tag{17}$$

sau scriind sub o formă mai concentrată

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{B(F_2 - F_1)} \gtrless \frac{f_2^2}{f_3^2}, \tag{18}$$

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{B(F_2 - F_1)} \lessgtr \frac{F_3}{F_2}. \tag{19}$$

Semnele de sus corespund inegalităților (16) iar cele de jos inegalităților (17).

A impune condiția ca expresia lui e^x să fie pozitivă, echivalează cu

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{B(F_2 - F_1)} \gtrless 1, \tag{20}$$

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{B(F_2 - F_1)} \lessgtr \frac{F_3}{F_2} \tag{21}$$

(în dublele inegalități (20) și (21) semnele de mai sus se iau împreună, la fel cele de jos).

4. DISCUȚIE

Însemnînd cu s inegalitățile care rezultă dacă se iau semnele de sus în (18), (19), (20) și (21) și cu j cele corespunzătoare semnelor de jos, avem următoarea situație

(1)	9 s	10 s		(3)	11 s	12 s	
	sau		A și		sau		B
(2)	9 j	10 j		(4)	11 j	12 j	

Inegalitățile cuprinse într-o aceeași încadrare trebuie îndeplinite simultan. Existența soluției optime este posibilă dacă sînt satisfăcute concomitent două perechi de condiții, una din grupa A, iar alta din grupa B. Există $C_4^2 - 2 = 4$

posibilități. Acestea sînt (1) (4), (2) (3), (1) (3), (2) (4). Este ușor de văzut că (1) și (4) sînt disjunctive, la fel (2) și (3). Au mai rămas condițiile

$$1 \gtrless \underset{\text{I}}{\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)}} \gtrless \underset{\text{III}}{\frac{f_2^2}{f_3^2}}, \tag{22}$$

și

$$\underset{\text{IV}}{\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)}} \leqslant \underset{\text{V}}{\frac{F_3}{F_2}}, \tag{23}$$

căci atît în combinația (1) (3) cît și (2) (4) au existat perechi avînd o condiție identică. Considerînd mai în amănunt condițiile (22), (23) se observă că IV s—V s *) este mai strictă decît I s — II s, deoarece $\frac{F_3}{F_2} < 1$, așa încît se va putea scrie

$$\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)} > \frac{f_2^2}{f_3^2}, \quad \frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)} < \frac{F_3}{F_2},$$

pe de altă parte

$\text{I}_j - \text{II}_j$ adică

$$\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)} > 1, \qquad \text{și}$$

$\text{II}_j - \text{III}_j$ adică

$$\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)} < \frac{f_2^2}{f_3^2},$$

se exclud căci $f_2/f_3 < 1$. Deci întreaga a doua posibilitate corespunzătoare semnelor de jos cade. Astfel obținem definitiv condițiile

$$\underset{\text{VI}}{\frac{f_2^2}{f_3^2}} < \underset{\text{VII}}{\frac{A(F_3-F_1)}{B(F_2-F_1)}} < \underset{\text{VIII}}{\frac{F_3}{F_2}}.$$

Condiția VII—VIII este identică cu condiția $N > 0$. Deci într-adevăr, conform așteptărilor, condiția de a nu avea amplificare ($N \geqslant 0$) este cuprinsă în condițiile VI—VII—VIII.

Condițiile VI—VII—VIII vor putea fi satisfăcute simultan numai dacă are loc inegalitatea VI—VIII.

$$\frac{f_2^2}{f^2} < \frac{F_3}{F_2}$$

și invers, dacă VI—VIII nu se realizează, condițiile VI—VII—VIII nu pot avea loc în același timp (se va vedea mai departe că una din aceste condiții va putea să fie totuși satisfăcută); așadar VI—VIII este o condiție necesară dar desigur nu suficientă (vezi mai jos). Acest rezultat se poate ușor interpreta dacă aplicăm logaritmii

$$2(\log_2 f_2 - \log_2 f_3) < 2(\log_2 e)(\alpha_3 - \alpha_2),$$

*) După cum se constată din inegalitățile duble (22) și (23) prin cifrele I—V s-au notat diverși termeni ai acestor inegalități.

sau

$$\left| \frac{\alpha_3 - \alpha_2}{\log_2 f_3 - \log_2 f_2} \right| < \ln 2 ,$$

deci panta prohibitivă este de ln 2 nep/oct. Mai tîrziu se va dovedi că aceasta este pentru corecția în trei puncte și chiar pentru cea în două puncte panta maximă realizabilă.

Să remarcăm existența unei limitări similare în cazul corecției exacte în două puncte. S-a arătat că atunci este necesară satisfacerea inegalității (10′) care se mai poate scrie

$$\frac{f_2^2}{f_3^2} < \frac{F_3 - 1}{F_2 - 1}, \tag{10″}$$

(căci $F_3 < F_2$), din care rezultă VI—VIII, deoarece

$$\frac{F_3 - 1}{F_2 - 1} < \frac{F_3}{F_2} .$$

Considerațiile de pînă acum au avut un caracter general. Ne vom abate de la generalitatea problemei spre a studia condițiile VI—VII—VIII într-un caz particular, urmînd ca apoi să le reluăm analiza în cazul general. Vom admite între frecvențe relația

$$f_1 f_3 = f_2^2 , \tag{24}$$

ceea ce corespunde în scară logaritmică la distanțe $f_3 f_2$ și $f_2 f_1$ egale. Ne propunem să cercetăm dacă nu există regiuni ale planului în care a priori să se știe că una sau cealaltă din condiții se realizează, și prin urmare este suficientă verificarea unei singure condiții. Pentru a dovedi aceasta, să pornim de la inegalitatea VI—VII. Ținînd seama de (24) aceasta se particularizează astfel

$$\frac{1 - \left(\frac{f_2}{f_3}\right)^2}{1 - \left(\frac{f_2}{f_3}\right)^4} > \frac{1 - \frac{F_2}{F_1}}{1 - \frac{F_3}{F_1}} ,$$

sau în sfîrșit

$$\frac{F_3}{F_2} > \frac{f_2^2}{f_3^2} \cdot \frac{\frac{F_1}{F_2} - 1}{\frac{F_2}{F_3} - 1} . \tag{25}$$

Expresia (25) ne spune că asigurînd îndeplinirea condiției $\frac{F_3}{F_2} > \frac{f_2}{f_3}$ atunci VI—VII va fi satisfăcută *a fortiori*, dacă

$$\frac{\frac{F_1}{F_2} - 1}{\frac{F_2}{F_3} - 1} \leqslant 1 . \tag{26}$$

Punînd (26) sub forma $\frac{F_1}{F_2} \leqslant \frac{F_2}{F_3}$, cititorul va recunoaște că ea este satisfăcută de punctele situate sub dreapta ce trece prin punctele (f_2, α_2) și (f_3, α_3) (orice punct (F_1, f_1) de pe această dreaptă, în ipoteza (24), satisface egalitatea $\frac{F_1}{F_2} = \frac{F_2}{F_3}$). Nu ne vom preocupa de condiția VII—VIII, deoarece se poate demonstra că ea este îndeplinită în orice punct al planului ce determină o pantă mai mică de 6 db/oct. cu al doilea punct de corecție.

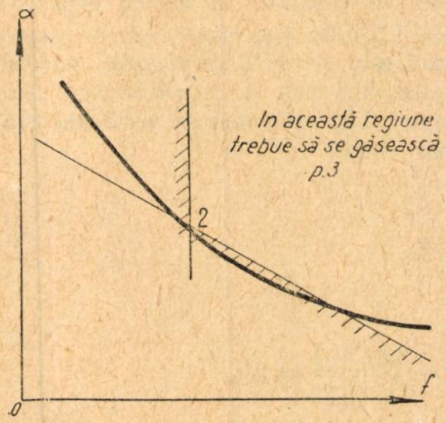


Fig. 3

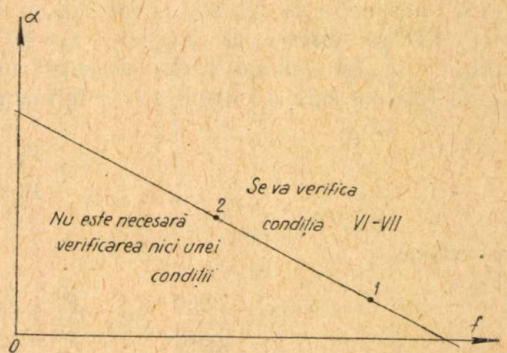


Fig. 4

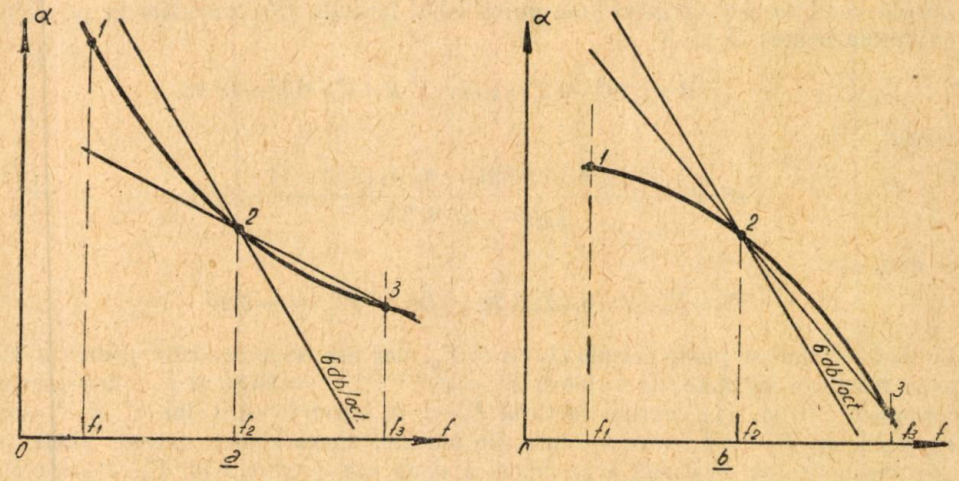


Fig. 5

În figurile 3 și 4 se arată cum trebuie ales punctul 3 precum și cînd urmează a fi verificată condiția VI—VII.

În figura 5 *a* și *b* sînt reprezentate cele două cazuri posibile, unul care cere verificarea condiției VI—VII, altul pentru care această verificare este de prisos.

5. EXEMPLU DE CALCUL

Se dă curba de atenuare a elementului deformant sub formă de tabel

f (Hz)	200	300	500	1000	1500	3000	7000
α (nep)	0,5	0,61	0,75	1,05	1,2	1,45	1,65

Banda în care se cere corecția este cuprinsă între $f_1=200$ și $f_3=7\,000$ Hz. Condiția de pantă se verifică imediat, căci se constată că ea nu depășește 0,3 nep/oct. Frecvența medie este $\sqrt{200 \cdot 7\,000} = 1\,180$ Hz $= f_2$, pentru care se găsește prin interpolare $\alpha=1{,}1$ nep. Pentru a ști dacă este necesară verificarea condiției VI—VII se observă că $\Delta\alpha_{12}=\alpha_1-\alpha_2=1{,}1-0{,}5=0{,}6$ nep și $\Delta_{23}=0{,}55$ nep. Deci $\Delta\alpha_{12} > \Delta\alpha_{23}$ și punctul 1 este deasupra dreptei 2,3; va trebui să verificăm condiția (25) pe care o punem sub o formă mai simplă

$$\frac{f_3}{f_1} > \frac{F_1 - F_2}{F_2 - F_3};$$

se obține

$$\frac{f_3}{f_1} = \frac{7\,000}{200} = 35, \quad \frac{F_1 - F_2}{F_2 - F_3} = \frac{3{,}31 - 1}{1 - 0{,}33} \simeq 3{,}4.$$

Putem alege nivelul arbitrar astfel încît $F_2=1$, ceea ce am și făcut mai sus. Deoarece condiția s-a verificat vom putea folosi formula (8); calculăm în prealabil expresiile pentru A și B

$$A=1{,}18^2-0{,}2^2=1{,}35, \qquad B=7^2-0{,}2^2=48{,}96.$$

Găsim

$$e^x = \frac{1{,}35\,(3{,}31 - 0{,}33) - 48{,}96\,(3{,}31-1)}{4{,}02-113 \cdot 0{,}33} \simeq 3{,}28,$$

și deci

$$F'_3=F_3 \cdot e^x=0{,}33 \cdot 3{,}28=1{,}08, \qquad F'_2=e^x=3{,}28.$$

Cu aceste valori se poate calcula Q_0 cît și P_0, dar este recomandabil pentru a nu avea rezultate inexacte de a folosi $F' = e^{2\,(1{,}1-0{,}5)}\, e^x = 10{,}85$ și F'_2; într-adevăr formulele (10) și (11) cuprind factorul F'_3-1 în cazul folosirii lui F'_3 și F'_2 sau F'_3 și F'_1, or F'_3 fiind foarte apropiat de unitate, inexactitatea acestei diferențe este inexactitatea de calcul a zecimalei a doua sau a treia a lui F'_3. Pentru P_0 și Q_0 se găsesc astfel valorile $Q_0=0{,}369$ și $P_0=4{,}37$. Verificăm punctul (F'_1, f_1) folosind relația (3)

$$F'_1 = \frac{4{,}37 + 0{,}04}{0{,}369 + 0{,}04} = 10{,}8.$$

Acest rezultat concordă cu cel obținut anterior.

6. GENERALIZARE

Vom dovedi că cele stabilite mai sus se pot extinde și asupra cazului unor frecvențe oarecare. Preliminar vom stabili alura funcției $F(x) = \frac{a^x - 1}{b^x - 1}$ în intervalul $(0, +\infty)$ pentru două ipoteze: $a < b$ și $a > b$. Anulăm derivata întîi și obținem

$$\frac{\ln a}{\ln b} \cdot \left(\frac{a}{b}\right)^x = \frac{a^x - 1}{b^x - 1}. \tag{27}$$

Explicitarea variabilei x nu este posibilă, așa încît vom recurge la un artificiu pentru a stabili variația funcției. Cercetînd semnul derivatei a doua vom stabili dacă funcția admite valori extreme și dacă este vorba de maxim sau minim. Se găsește pentru derivata a doua următoarea expresie în punctul de maxim sau minim

$$F''(x) = \frac{(a^x - 1)\, b^x \ln b \ln \frac{a}{b}}{(b^x - 1)^2} \tag{28}$$

(Valoarea lui x este dată de relația (27)). În ipoteza $a < b$, $F''(x) < 0$ și deci funcția $F(x)$ are un maxim iar în ipoteza $a > b$, $F''(x) > 0$, deci funcția trece printr-un minim. Cele de mai sus sînt valabile numai dacă există o astfel de valoare pentru x, care să verifice egalitatea (27). Se poate demonstra prin reducere la absurd că în ambele ipoteze funcția nu prezintă maxime sau minime. Deoarece

$$F(0) = \frac{\ln a}{\ln b}, \tag{29*}$$

urmează că dacă funcția trece printr-un maxim $F(x)_{\max} > \frac{\ln a}{\ln b}$, iar dacă ea trece printr-un minim $F(x)_{\min} < \frac{\ln a}{\ln b}$. Din (27) decurge

$$\frac{\ln a}{\ln b} \cdot \left(\frac{a}{b}\right)^x = F(x)_{\substack{\max \\ \min}} \qquad \text{în ipoteza } a < b, \text{ sau}$$

$$\frac{\ln a}{\ln b} \cdot \left(\frac{a}{b}\right)^x > \frac{\ln a}{\ln b}$$

și deci $\left(\frac{a}{b}\right)^x > 1$, ceea ce este absurd.

În mod analog se ajunge în cazul $a > b$, la o contradicție, deci ipoteza că $F(x)$ are maxim sau minim nu este adevărată; cum ea este continuă, rezultă o variație monotonă descrescătoare cînd $a < b$ ($F(x) \to 0$ la $x \to \infty$), crescătoare cînd $a > b$ ($F(x) \to \infty$ la $x \to \infty$).

*) Această expresie se obține ridicînd nedeterminarea, de exemplu prin regula lui l'Hôpital.

Fie panta segmentului 1 2 egală cu $\frac{k}{2}$. 6 db/oct, iar panta segmentului 2 3 cu $\frac{k'}{2}$6 db/oct. Analitic aceasta se exprimă astfel

$$\frac{F_1}{F_2}=\left(\frac{f_2}{f_1}\right)^k, \qquad \frac{F_2}{F_3}=\left(\frac{f_3}{f_2}\right)^{k'}.$$

După cum s-a dovedit în altă parte nu putem lua $k'>2$. Vom presupune însă $k>2$. Referindu-ne la condiția VII—VIII vom putea scrie în această ipoteză

$$\underset{(a)}{\frac{\left(\frac{f_3}{f_2}\right)^{k'}\cdot\left(\frac{f_2}{f_1}\right)^k-1}{\left(\frac{f_2}{f_1}\right)^k-1}} \lessgtr \underset{(b)}{\frac{\left(\frac{f_3}{f_1}\right)^k-1}{\left(\frac{f_2}{f_1}\right)^k-1}} > \underset{(c)}{\frac{\left(\frac{f_3}{f_1}\right)^2-1}{\left(\frac{f_2}{f_1}\right)^2-1}},$$

adică $(b)>(c)$ căci $k>2$ și $f_3/f_1>f_2/f_1$, iar $(a)\lessgtr(b)$ după cum $k'\lessgtr k$. Pentru a avea $(a)<(c)$, k' va trebui să fie suficient de mic în raport cu k. Deci condiția VII—VIII se poate realiza și pentru valori $k>2$. Să observăm totodată că dacă $k<2$ și $k'\leqslant k$ în mod necondiționat are loc $(a)<(c)$ care rezultă din $(a)<(b)$, $(b)<(c)$. În concluzie, condiția VII—VIII este îndeplinită pentru orice valori k, k' care satisfac condițiile k, $k'<2$. Cît privește condiția VI—VII, aceasta se va putea scrie

$$\frac{1-\left(\frac{f_1}{f_3}\right)^2}{1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^2} < \frac{1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^k\cdot\left(\frac{f_2}{f_3}\right)^{k'}}{1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^k}.$$

Presupunînd $k>2$ se obține

$$\frac{1-\left(\frac{f_1}{f_3}\right)^k}{1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^k}<(d),$$

deci pentru a avea $(d)<(e)$ va trebui ca

$$1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^k\cdot\left(\frac{f_2}{f_3}\right)^{k'}=1-\left(\frac{f_1}{f_3}\right)^k\left(\frac{f_2}{f_3}\right)^{k'-k}>1-\left(\frac{f_1}{f_3}\right)^k$$

(condiție necesară dar nu suficientă); deoarece $f_2/f_3<1$, este necesar ca $k'-k>0$ sau $k'>k>2$, ceea ce contrazice ipoteza fundamentală $k'<2$ (sau contrazice condiția VII—VIII). Dacă însă $k<2$

$$\frac{1-\left(\frac{f_1}{f_3}\right)^k}{1-\left(\frac{f_1}{f_2}\right)^k}>(d).$$

Evident, inegalitatea $k' \geqslant k$ atrage după sine îndeplinirea inegalității $(d) < (e)$, oricare ar fi k; dacă $k' < k$, inegalitatea poate sau nu avea loc, prima posibilitate corespunzînd la valori ale lui k' mai apropiate de k iar alternativa, unor valori mai îndepărtate. Deci și în acest caz general se remarcă rolul de limitator al dreptei 2 3.

La neașteptatul rezultat, anume că nu este necesară verificarea condiției VII—VIII în nici una din regiuni, se poate ajunge în mod direct în felul următor: funcția $\frac{a-\xi}{b-\xi}$ fiind monoton descrescătoare în ipoteza $a < b$, rezultă că

$$\frac{F_3}{F_2} > \frac{F_3 - F_1}{F_2 - F_1} \text{ și } a \textit{ fortiori } \frac{F_3}{F_2} > \frac{A}{B} \cdot \frac{F_3 - F_1}{F_2 - F_1} \text{ căci } \frac{A}{B} < 1.$$

Dezvoltările de mai sus se puteau reduce mult renunțînd însă la o tratare riguroasă. Presupunînd că expresia (7) duce totdeauna la valori $e^x \geqslant 0$, atunci condiția VII—VIII n-ar mai fi apărut chiar vremelnic. Se poate urmări că inegalitatea (15) este însăși inegalitatea (13) scrisă pentru punctele (f_2, F'_2), (f_3, F'_3). Conform celor amintite anterior, $F'_2 - 1 > 0$, $F'_3 - 1 > 0$ și deci ambii membri ai inegalității (15) sînt pozitivi; împărțind de exemplu membrul stîng prin cel drept, sensul inegalității se păstrează obținîndu-se condiția VI—VII.

Corecția unor pante de 6 db/oct împinge atenuarea spre infinit

$$\frac{f_2^2}{f_3^2} \leqslant \frac{F_3 - 1}{F_2 - 1} \leqslant \frac{F_3}{F_2}.$$

Aceasta se poate verifica și pe formulele și condițiile corecției în trei puncte. Într-adevăr, dacă $k = k' = 2$, $N = 0$ și $e^x = \infty$. Cazurile $k = 2$, $k' < 2$ și $k' = 2$, $k < 2$ duc la $N \neq 0$, dar se exclud din considerare deoarece nu satisfac condițiile VI—VII respectiv VII—VIII. Faptul constatat mai sus decurge din invarianța pantei în raport cu nivelul total de atenuare. Atît panta provizorie de corectat cît și cea realizată nu pot depăși 6 db/oct.

Condiția (10″) aplicată punctelor inițiale este mai puțin strictă decît VI — VII. Într-adevăr, din (10″) rezultă în acest caz

$$\frac{A(F_3 - F_1)}{B(F_2 - F_1)} \gtrless \frac{f_2}{f_3}.$$

La același rezultat se ajunge observînd că

$$\frac{F'_3 - 1}{F'_2 - 1} \lessgtr \frac{F_3 - 1}{F_2 - 1},$$

după cum $e^x \lessgtr 1$; se conchide astfel că îndeplinirea condiției (10″) de punctele provizorii nu este nici necesară nici suficientă.

Rezumînd ultima parte, s-a arătat că pentru corecția în trei puncte, este necesară verificarea unei singure condiții (VI—VII) și numai deasupra dreptei 2·3 (se presupune panta sub 6 db/oct). S-a demonstrat posibilitatea existenței soluțiilor în ambele regiuni ale planului; s-a arătat că nu se poate realiza o pantă mai mare de 6 db/oct, care este o valoare asimptotică.

УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫЙ МЕТОД ПРОЕКТИРОВАНИЯ Х-ОБРАЗНОГО КОРРЕКТОРА ЗАТУХАНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Обычно при помощи Х-образного корректора затухания можно корректировать затухание в 2 точках, так как только 2 элемента корректирующего четырехполюсника могут иметь заданные значения.

В настоящей работе автор показывает, что в известных условиях можно добиться точной корректировки в 3 точках. В такой корректировке автор пытается найти оптимальное разрешение вопроса о его проектировании. Выводится соответствующая формула проектирования и устанавливается необходимое и достаточное условие для решения этой задачи. Рассматривая это условие, автор приходит к заключению, что подобное оптимальное решение действительно существует. Констатируется, наконец, что в плоскости (f, α) существует прямая, проходящая через точки (f_2, α_2) и (f_3, α_3) и разделяющая эту плоскость на 2 области, в одной из которых условие существования решения удовлетворяется всегда, а в другой должно быть предварительно проверено, так как оно иногда может и не быть выполнено.

PERFECTIONNEMENT DE LA MÉTHODE POUR PROJETER LE CORRECTEUR D'ATTÉNUATION EN X

(RÉSUMÉ)

A l'aide du correcteur en X on peut corriger habituellement l'atténuation en deux points, parce que seulement deux éléments du quadripole correcteur peuvent avoir des valeurs imposées.

On démontre dans cet ouvrage que, dans de certaines conditions, on peut réaliser la correction exacte dans trois points. Sous cette forme, on cherche la meilleure solution du correcteur. On déduit la formule respective pour projeter et on détermine la condition nécessaire et suffisante pour trouver une solution. L'analyse de cette condition mène à la conclusion de l'existence réelle d'une telle condition optime. On constate enfin que, dans le plan (f, α), il existe une droite passant par les points (f_2, α_2) (f_3, α_3) et partageant ce plan en deux régions: l'une, dans laquelle la condition d'existence de la solution est toujours remplie, et une autre, dans laquelle cette condition doit être préalablement vérifiée, car il est parfois possible qu'elle ne soit pas remplie.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Constantinescu, *Transmisii electromagnetice*. București, 1948 (Institutul politehnic, curs litografiat).

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 1—2, 1955

COMBUSTIBILI SOLIZI

ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE A CĂRBUNILOR COCSIFICABILI DIN R.P.R.

Nota II

ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE A CĂRBUNILOR DIN VALEA JIULUI PRIN COCSIFICAREA LOR ÎN CURENT DE GAZE. DESULFURAREA ÎN CURENT DE HIDROGEN *)

DE

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI şi N. SÎRBU

INTRODUCERE

În prima noastră Notă [1] am arătat că fabricarea cocsului necesar siderurgie din cărbuni de Valea Jiului, se loveşte de inconvenientul că aceşti cărbuni au un conţinut ridicat de sulf total, în general 2—4%. În consecinţă şi în cocsul obţinut din aceşti cărbuni procentul de sulf este mare şi cu variaţii procentuale de acelaşi ordin de mărire, 2—4%, adică dincolo de limitele admise, anume, pentru cocsul de siderurgie maximum 1,3%, pentru cocsul de turnătorie, maximum 1% [2].

Problema reducerii cantităţilor de sulf din cocs prezintă două aspecte:

În primul rînd, sulful este un constituient nedorit, atît în cărbunii utilizaţi pentru necesităţi termo-energetice (combustie, gazeificare), cît şi pentru acei utilizaţi în procese chimico-tehnologice (cocsificare, semicarbonizare).

În al doilea rînd, sulful este un element preţios pentru o serie întreagă de industrii (acid sulfuric, cauciuc, coloranţi etc.). Dacă s-ar putea extrage întreaga cantitate de sulf conţinută în cărbunii exploataţi, am avea de valorificat cantităţi care ar întrece de cîteva ori cerinţele de sulf ale industriei.

Problema desulfurării cărbunilor se pune de peste 100 ani [3], şi în urmărirea unei soluţii tehnice s-au făcut numeroase studii sub impulsul siderurgiei, care, avînd nevoie de un cocs cu un conţinut cît mai redus de sulf, este preocupată de faptul că rezervele de cărbuni cocsificabili, cu conţinut mic de sulf, sînt limitate. În acest scop s-au făcut studii destul de intense [4]:

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 21 octombrie 1953.

a) pentru a găsi metode de îndepărtare sau reducere a conținutului de sulf din cărbuni înainte de cocsificare,

b) pentru a conduce procesul de cocsificare astfel încît o cît mai mare cantitate de sulf să treacă în materiile volatile și nu în cocs, sau

c) pentru a supune cocsul obținut, unor tratamente ulterioare, la cald sau la rece, cu scopul de a reduce direct din cocs, conținutul său de sulf.

Menționăm că unele procedee studiate, au fost încercate și în instalații pilot sau chiar în cuptoarele industriale, iar rezultatele obținute au arătat că procedeele nu sînt viabile din punct de vedere tehnic, dar mai ales economic [5].

PROCEDEE PENTRU ÎNDEPĂRTAREA SAU REDUCEREA CONȚINUTULUI DE SULF ÎN CĂRBUNI ȘI COCS

Cum am arătat în Nota [1], sulful se află în cărbune și în cocs sub formă de sulf sulfură — în general cu predominanța sulfului piritic — sulf sulfat și sulf organic.

În procesul de cocsificare, sulful se repartizează în toate produsele rezultate, dar cea mai mare parte rămîne în cocs. Astfel, în lucrările sovietice [6] se menționează că într-o serie de analize la 14 instalații de cocsificare, media de repartiție a arătat o distribuție a sulfului de 66,9% în cocs, 19,9% în gaz ca hidrogen sulfurat și 0,85% ca sulf în compuși organici, 19,5% în gudron, 0,79% în apele pirogenetice și 10,4% nedefinite.

Îndepărtarea sau reducerea conținutului de sulf din cărbune și din cocs se poate face prin următoarele procedee:

1. Reducerea conținutului inițial de sulf din cărbuni prin spălare (îmbogățire în masa carbonoasă). Această cale nu poate reduce decît sulf sulfură — piritic — și în oarecare măsură, și sulf sulfat; totuși, sulful piritic este adeseori atît de fin diseminat în masa carbonoasă, încît nu poate fi îndepărtat decît cel mult parțial, iar sulful organic nu este afectat, întrucît este legat de însăși masa organică a cărbunelui.

2. Cocsificarea cărbunilor în curent de gaze individuale cu efect desulfurant asupra compușilor cu sulf din cărbuni, de exemplu în hidrogen, amoniac, clor, metan, oxid de carbon, aburi de apă, sau în amestecuri de gaze, aburi și aer, aburi și hidrogen, gaze de gazogen, gaze de cocserie etc. [7], [8], [9]. Asemenea procedee afectează toate formele de sulf din cărbunii supuși tratamentului, ușurează îndepărtarea compușilor volatili cu sulf, formați în timpul cocsificării împiedicînd oarecum și reacții ulterioare între sulful din acești compuși și masa carbonoasă și, în raport cu gradul de atac, se va obține un cocs mai mult sau mai puțin desulfurat.

3. Cocsificarea cărbunilor cu adaosuri anorganice, cum ar fi varul uscat sau hidratat, oxizi (magneziu, aluminiu, fier), carbonați (sodiu, calciu, magneziu), bioxizi de mangan sau siliciu, fosfați (calciu, fier sau mangan) etc. Asemenea procedee urmăresc în special fixarea sulfului în cocs în compuși anorganici astfel încît sulful să intre ușor în zgura din furnalul înalt fără a mai fi nevoie de adaosuri desulfurante în furnal [10].

4. Combinarea procedeelor de la punctele 2 și 3, adică adaosuri anorganice la cărbuni și desulfurare prin curent de gaze în timpul cocsificării acestei mixturi, considerînd că gazele ar avea un efect desulfurant mai puternic asupra sulfului din compușii anorganici, formați acum în cantitate mai mare, prin trecerea și a unei părți din sulful organic în sulf anorganic.

5. Tratarea cocsului cu vapori de apă la temperatura de evacuare din cuptor, pentru a se provoca trecerea unei cote de sulf în hidrogen sulfurat, sau cu amestec cu vapori de apă și aer [11].

6. Tratarea cocsului cu soluții acide — acid clorhidric — sau cu săruri, soluții de clorură de mangan, carbonat de sodiu etc., după evacuarea din cuptor, pentru a ataca compușii de sulf, în special cei neorganici, și a-i aduce în forme solubile în apă [3], [4].

Așadar, sînt procedee care se aplică cărbunilor inițiali și care se adresează sulfului legat neorganic, procedee care folosesc procesul de cocsificare și care se adresează tuturor formelor de sulf și procedee care se aplică cocsului gata fabricat.

Cercetările indicate de literatură asupra modului de comportare a diferiților compuși cu sulf în timpul procesului de cocsificare duc la concluzii diferite, mai ales că ele s-au aplicat unor cărbuni diferiți.

Astfel [7], [12], [13], [14], observațiile cercetătorilor nu sînt complet identice asupra reacțiilor care au loc la cocsificări în gaz inert:

a) După unii s-ar produce o descompunere completă a piritelor cu formare de hidrogen sulfurat și sulfură de fier, între 400 și 500 °C, după alții descompunerea ar fi parțială.

b) Reducerea sulfatului în sulfură, sub 500 °C.

c) Compușii organici cu sulf se descompun cu trecerea unei părți variabile din ei în produsele volatile, în special ca hidrogen sulfurat.

Alte reacții secundare observate au fost:

a) Reacția dintre sulf și hidrogen cu formare de hidrogen sulfurat.

b) Reacția dintre hidrogen sulfurat și cocs incandescent cu formare de sulfură de carbon.

ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE A CĂRBUNILOR DIN VALEA JIULUI ÎN CURENT DE HIDROGEN

Din procedeele expuse, acelea legate de preparație mecanică — spălarea cărbunilor pentru îmbogățire în masă organică — nu reduc decît din cantitatea de sulf piritic, și, în multe cazuri, în mică măsură, iar pentru cărbunii noștri din Valea Jiului nu constituie un mijloc de reducere a sulfului, din cauza finei diseminări a piritei în masa carbonoasă.

Dimpotrivă, încercările de desulfurare în timpul cocsificării cu medii gazoase, ni s-au părut promițătoare; de aceea, în lucrările noastre privind desulfurarea cărbunilor din Valea Jiului, am studiat acțiunea individuală a unor gaze (hidrogen, amoniac, metan), apoi acțiunea cumulativă a amestecurilor de gaze (gaz de cocserie, amestec de vapori de apă și aer, vapori de apă și hidrogen, vapori de apă și amoniac, vapori de apă și metan) deoarece, din datele din literatură, efectul desulfurant al gazelor și uneori în amestec cu vapori de apă s-a dovedit ca fiind mai activ; în al doilea rînd am trecut la încercarea de a acumula sulful din diferitele sale forme de cărbuni în cocs, și anume în compușii neorganici și atacarea lor ulterioară cu gaze desulfurante.

În Nota de față ne ocupăm de:

a) Rezultatele obținute în laborator în ceea ce privește procentele formelor compușilor cu sulf în cocs, în urma cocsificării cărbunilor cocsificabili din Valea Jiului cu 7,7% cenușă, la temperaturi variind între 500 și 1 000 °C fără agent desulfurant.

b) Gradul de desulfurare obţinut în urma acţiunii hidrogenului ca agent desulfurant în timpul cocsificării, la temperaturi variind între 500° şi 1 000 °C a acelorași cărbuni din Valea Jiului, lăsînd ca hidrogenul să acţioneze, la temperatura finală de cocsificare, timp de o oră în prima serie de încercări şi timp de 4 ore în a doua serie de încercări.

Metodele de determinare a formelor compuşilor cu sulf din cărbuni şi cocsuri au fost arătate în Nota anterioară [1].

a) Cocsificarea cărbunilor de Valea Jiului cu 7,7% cenuşă fără agent desulfurant

S-au executat în laborator cocsificări la temperaturi plafon finale cuprinse între 500 şi 1 000 °C asupra unor probe de 20 g cărbuni de Valea Jiului cu 7,7% cenuşă, cu granulaţia 0,6—1 mm. Această probă are următoarele caracteristici:

umiditate	2,42%
cenuşă	7,70%
materii volatile	39,35%
cărbune fix	50,53%
sulf total	3,22%

Proba de cărbune a fost introdusă în mijlocul unui tub de cuarţ cu un diametru de 25 mm închis la un capăt şi deschis la celălalt pentru evacuarea produselor volatile şi tasată astfel încît să cuprindă tot diametrul tubului. Tubul de cuarţ, aşezat într-un cuptor electric, a fost încălzit cu o alură de 5°C/min, menţinîndu-se la temperatura plafon finală timp de 4 ore. Cocsul obţinut a fost cîntărit, măcinat fin şi i s-a determinat atît sulful total cît şi formele compuşilor cu sulf: sulful piritic, sulful sulfat şi sulful organic.

Rezultatele obţinute sînt trecute în tabloul nr. 1, care cuprinde repartiţia formelor compuşilor cu sulf în cocsurile fabricate la diverse temperaturi finale de cocsificare; în diagrama din figura 1 sînt date curbele variaţiei procentelor de sulf pentru temperaturile plafon cuprinse între 500° şi 1 000 °C, pentru diferitele forme de compuşi cu sulf.

Din datele obţinute se observă următoarele: proba de cărbuni din Valea Jiului, studiată, cu un conţinut de cenuşă de 7,7%, are o cantitate de sulf total destul de mare — 3,22% care se împarte în părţi aproape egale între sulf piritic 1,46% şi sulf organic 1,57%, sulful sulfat fiind practic neglijabil 0,19%.

În urma unei simple cocsificări la 1 000 °C găsim în cocs sulf total 4,07%; deci cocsul, în această probă se îmbogăţeşte în sulf. Dacă raportăm la randamentul în cocs la 1 000 °C faţă de cărbune, circa 60%, rezultă că din întreaga cantitate de sulf total din cărbune, sulful total reţinut în cocs se reduce cu circa 25% din cel iniţial. Din această cantitate de sulf total, sulfului piritic îi revine un procentaj foarte mic, 0,75%, sulfului sulfat îi revine un procentaj aproape constant, 0,10%, pe cînd sulful organic s-a dublat în cocs, 3,20%.

b) Cocsificarea probei de cărbuni de Valea Jiului cu circa 7,7% cenuşă, în curent de hidrogen

Pregătirea cărbunilor în aparatura pentru cocsificare s-a făcut la fel ca în încercările precedente. Temperaturile finale de cocsificare au variat, ca mai sus, între 500° şi 1 000 °C. Hidrogenul utilizat ca agent desulfurant, preluat dintr-o butelie, a fost trecut prin masa de cărbune, în timpul cocsificării, cu o viteză de 20 l/h şi a fost menţinut într-o serie de încercări timp de o oră la temperatura

finală de cocsificare și în a doua serie de încercări de desulfurare timp de 4 ore, la aceeași temperatură finală, adică între 500 și 1 000 °C.

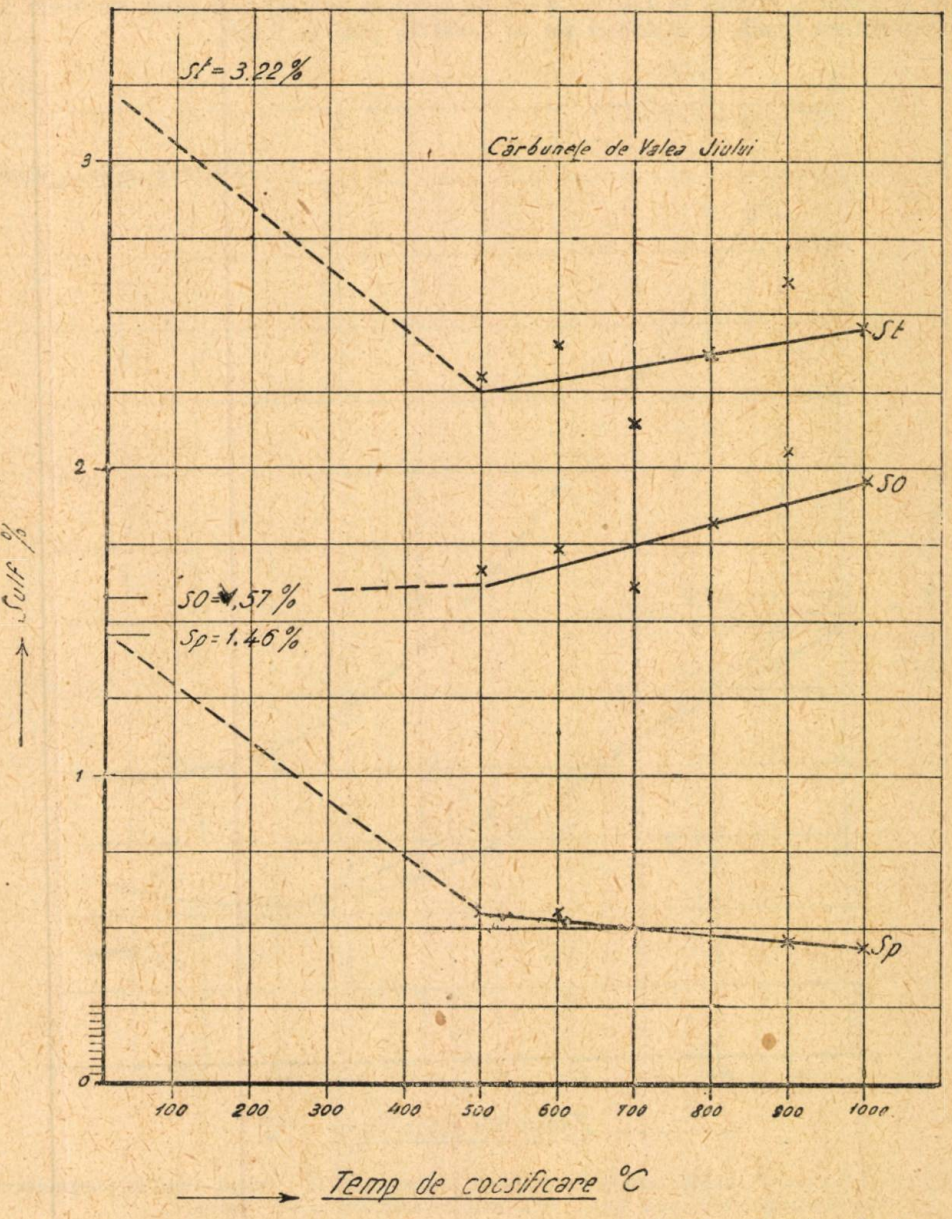


Fig. 1. — Curbele de desulfurare la o cocsificare fără curent de H_2 — ținut 4 ore la temperatura de cocsificare. *St* = sulf total, *So* = sulf organic, *Sp* = sulf piritic.

Rezultatele obținute sînt trecute în tablourile nr. 2 și 3 și diagramele din figurile 2 și 3.

Din aceste rezultate se vede că, supunînd cărbunii studiați acțiunii desulfurante a hidrogenului, în timpul cocsificării, sulful total din cocs scade cu temperatura, iar la 1 000 °C ajunge la 1,64%; după un timp de acțiune a gazului, de 4 ore la temperatura finală, el a scăzut tot la 1 000 °C, pînă la 1,16%.

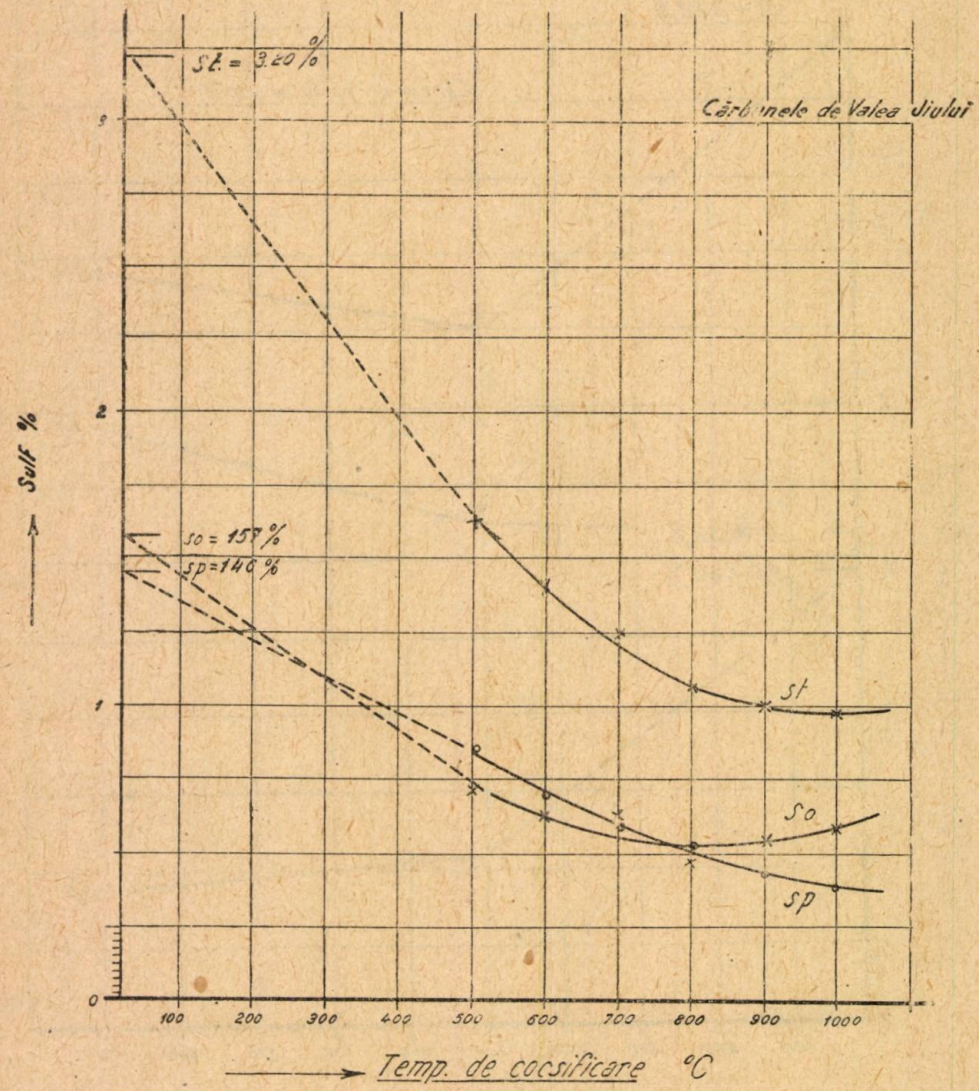


Fig. 2. — Curbele de desulfurare la o cocsificare în curent de H_2 — ținut o oră la temperatura de cocsificare. *St* = sulf total, *So* = sulf organic, *Sp* = sulf piritic.

Aceeași alură de scădere se remarcă și la formele compușilor cu sulf; așadar hidrogenul are acțiune desulfurantă.

Acțiunea desulfurantă a hidrogenului are loc în două feluri concomitente: mai întîi el joacă rolul de reducător, ajutînd la reducerea sulfului sulfat în sulfuri,

a sulfurilor în hidrogen sulfurat și chiar a sulfului organic, apoi el acționează și prin îndepărtarea gazelor sulfuroase rezultate din cărbuni, la temperatura de

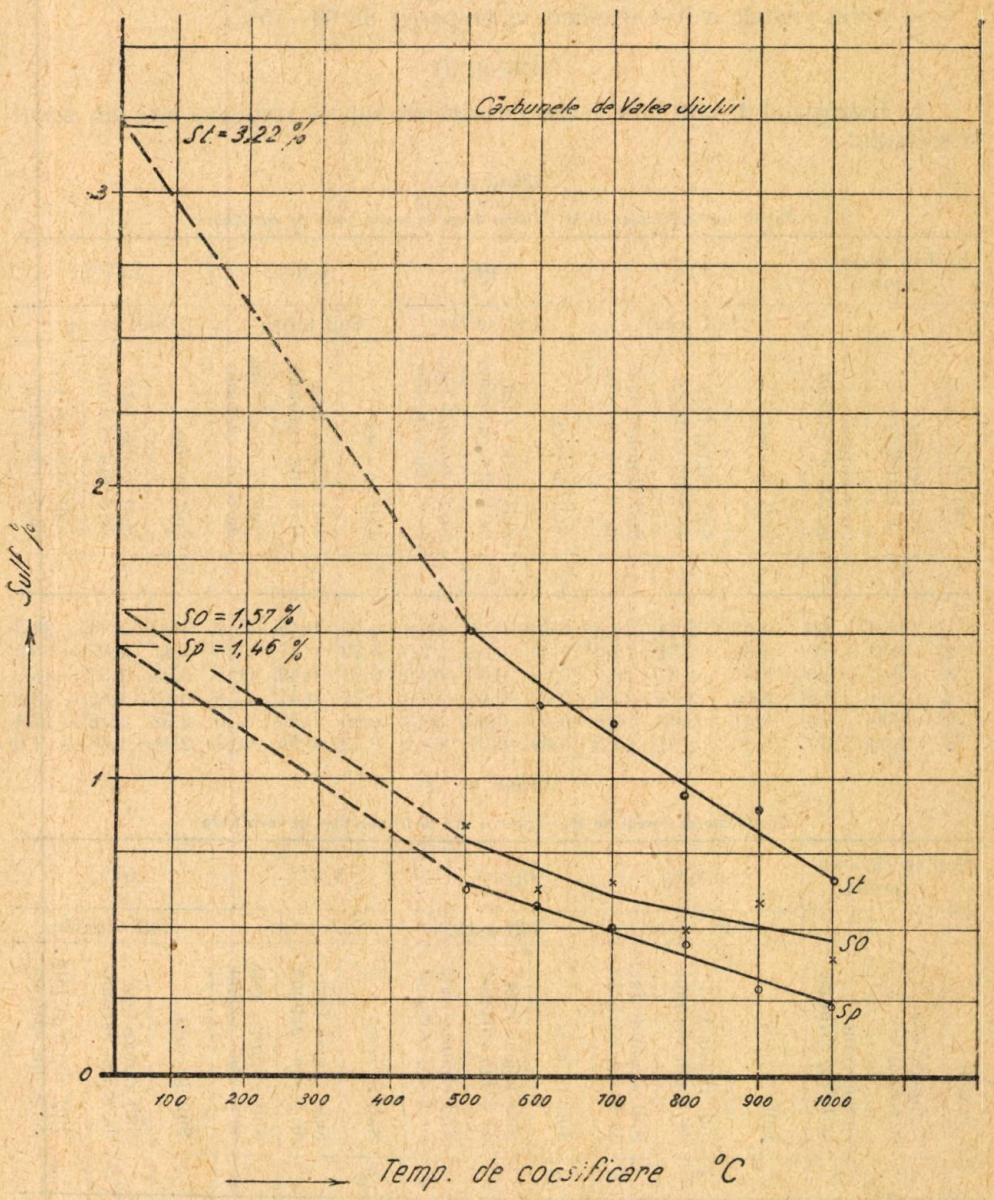


Fig. 3. — Curbele de desulfurare la o cocsificare în curent de H_2 — ținut ore la temperatura de cocsificare. *St* = sulf total, *So* = sulf organic; *Sp* = sulf piritic.

cocsificare, și în felul acesta reduce timpul de contact dintre hidrogenul sulfurat și cocsul roșu, la temperaturile de 500 pînă la 1 000 °C.

Rezultatele ne arată că:
— sulful sulfat a fost eliminat în proporţie de 90%,
— sulful piritic a fost eliminat în proporţie de 78—80%,
— sulful organic a fost eliminat în proporţie de 60—75%.

CONCLUZII

1. Hidrogenul trecut prin masa de cărbuni supuşi studiului este un agent desulfurant.

Tabloul nr. 1

Cocsificare fără curent de H_2 — ţinut 4 ore la temperatura de cocsificare

Nr. curent	Temperatura de cocsificare	Cocs obţinut la 100 g cărbune	Sulf în cărbune probă			3,22%			0,19%			1,46%			1.57%		
						Sulf total			Sulf sulfat			Sulf piritic			Sulf organic		
			Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	1 000	60	4,07	2,44	24,5	0,10	0,06	66,8	0,75	0,45	69,2	3,20	1,94	— 23,5
2	900	60	4,33	2,61	19,0	0,09	0,06	71,0	0,79	0,47	67,8	3,41	2,05	— 30,5
3	800	60	3,93	2,37	26,5	0,09	0,06	69,5	0,81	0,49	66,5	3,03	1,82	— 15,9
4	700	60	3,56	2,14	34,0	0,09	0,06	70,0	0,78	0,47	67,8	2,69	1,62	— 13,2
5	600	70	3,41	2,40	25,5	0,09	0,06	66,3	0,80	0,56	61,6	2,52	1,76	— 12,1
6	500	70	3,30	2,31	28,5	0,09	0,07	65,2	0,79	0,55	62,4	2,41	1,68	— 7,0

Tabloul nr. 2

Cocsificare cu curent de H_2 — ţinut o oră la temperatura de cocsificare

Nr. curent	Temperatura de cocsificare	Cocs obţinut la 100 g cărbune	Sulf în cărbune probă			3,22%			0,19%			1,46%			1,57%		
						Sulf total			Sulf sulfat			Sulf piritic			Sulf organic		
			Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	1 000	60	1,64	0,98	69,7	0,02	0,01	91,8	0,64	0,38	73,8	0,97	0,58	63,0
2	900	60	1,65	0,99	69,2	0,03	0,02	90,5	0,70	0,42	71,3	0,92	0,55	65,0
3	800	60	1,73	1,04	67,8	0,03	0,02	89,9	0,89	0,53	63,5	0,81	0,49	69,1
4	700	62,5	2,00	1,25	61,2	0,04	0,03	86,5	0,96	0,60	59,0	1,00	0,62	60,2
5	600	65	2,13	1,39	57,0	0,05	0,04	80,0	1,10	0,71	51,0	0,97	0,63	60,0
6	500	70	2,31	1,62	50,0	0,05	0,04	80,0	1,23	0,86	41,0	1,02	0,71	54,5

2. În cocsificarea simplă a probei studiate, procentajul de sulf total, în cocs, merge crescînd de la plafonul de 500 °C spre cel de 1 000 °C, cocsul se îmbogăţeşte în sulf organic, fără ca aceasta să constituie o regulă generală.

3. În cocsificarea în curent de hidrogen, sulful total descreşte continuu între aceste două plafoane de temperatură şi descreşterea afectează atît sulful piritic cît şi cel organic.

4. Prin acţiunea desulfurantă a hidrogenului, sulful total din cocs scade, în raport cu temperatura finală de cocsificare; astfel, de la un cocs cu final de fabricaţie la 1 000 °C, avînd sulf total 4,07% se poate ajunge, sub acţiunea desulfurantă a hidrogenului, timp de o oră, la un cocs cu final la aceeaşi temperatură, cu sulf total micşorat la 1,64% şi 1,16% după 4 ore în curent de hidrogen.

Tabloul nr. 3

Cocsificare cu curent de H_2 — ţinut 4 ore la temperatura de cocsificare

Nr. curent	Temperatura de cocsificare	Cocs obţinut la 100 g cărbune	Sulf în cărbune probă			3,22%			0,19%			1,46%			1,57%		
						Sulf total			Sulf sulfat			Sulf piritic			Sulf organic		
						Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas faţă de S din cărbune	Sulf eliminat faţă de S din cărbune
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	1 000	55	1,16	0,64	80,2	0,03	0,01	91,3	0,42	0,23	84,2	0,71	0,39	75,0			
2	900	55	1,64	0,90	72,0	0,03	0,02	91,3	0,54	0,3	79,7	1,07	0,59	62,5			
3	800	55	1,74	0,96	70,3	0,04	0,02	88,4	0,80	0,44	69,8	0,89	0,49	68,6			
4	700	55	2,15	1,18	63,3	0,04	0,02	88,4	0,92	0,50	65,4	1,19	0,65	58,4			
5	600	60	2,08	1,25	61,4	0,05	0,03	84,2	0,97	0,58	60,2	1,06	0,63	59,6			
6	500	60	2,50	1,50	53,5	0,06	0,03	81,0	1,04	0,62	57,3	1,40	0,84	47,5			

ОПЫТЫ ОБЕССЕРИВАНИЯ КОКСУЮЩЕГОСЯ УГЛЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

Сообщение II.

ОПЫТЫ ОБЕССЕРИВАНИЯ УГЛЯ, ДОБЫВАЕМОГО В ВАЛЯ ЖИУЛУЙ ПУТЕМ КОКСОВАНИЯ В СТРУЕ ГАЗА. ОБЕССЕРИВАНИЕ В СТРУЕ ВОДОРОДА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Продолжая исследование возможности обессеривания коксующегося угля в РНР, авторы в настоящей работе исследуют обессеривающее действие водорода во время процесса коксования.

С этой целью авторы направляли струю водорода на исследуемое количество коксуемого угля. Меняя продолжительность контакта угля с газом, а также последнюю температуру коксования, авторы наблюдали эффект обессеривания.

Полученные результаты показывают, что водород является хорошим обессеривателем, при применении которого, однако, процент серы, остающийся в коксе, получаемом из газового угля, добываемого в Валя Жиулуй, не соответствовал максимальным требованиям.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Кривые обессеривания при коксовании без струи водорода, продолжавшегося 4 часа при температуре коксования. *St* — общая сера, *So* — органическая сера, *Sp* — пиритовая сера.

Рис. 2. — Кривые обессеривания при коксовании в струе водорода, продолжавшегося 1 час при температуре коксования. *St* — общая сера, *So* — органическая сера, *Sp* — пиритовая сера.

Рис. 3. — Кривые обессеривания при коксовании в струе водорода, продолжавшегося 4 часа при температуре коксования. *St* — общая сера, *So* — органическая сера, *Sp* — пиритовая сера.

ESSAIS DE DÉSULFURATION DU CHARBON DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE SUJET À LA COKÉFACTION

NOTE II

ESSAIS DE DÉSULFURATION DU CHARBON DE LA VALEA JIULUI PAR COKÉFACTION DANS UN COURANT DE GAZ. LA DÉSULFURATION DANS UN COURANT D'HYDROGÈNE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, on discute les travaux compris dans l'étude des possibilités de désulfuration des charbons cokéfiables de la République Populaire Roumaine et ayant trait à l'action désulfurante de l'hydrogène au cours du processus de cokéfaction.

Pour atteindre ce résultat, on fait passer un courant d'hydrogène qui agit sur l'échantillon de charbon soumis à la cokéfaction. L'effet de désulfuration a été essayé en variant la durée de contact entre le charbon et le gaz aussi bien que la température finale.

Les résultats obtenus montrent que l'hydrogène est un bon agent de désulfuration, sans permettre toutefois de réduire, jusqu'au maximum admissible, le pourcentage de soufre dans les houilles à gaz de la Valea Jiului.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Courbes de désulfuration pour une cokéfaction sans courant d'hydrogène, à la température de cokéfaction maintenue durant 4 h.

St = soufre total, *So* = soufre organique, *Sp* = soufre pyritique.

Fig. 2. — Courbes de désulfuration pour une cokéfaction dans un courant d'hydrogène, à la température de cokéfaction maintenue durant 1 h.

St = soufre total, *So* = soufre organique, *Sp* = soufre pyritique.

Fig. 3. — Courbes de désulfuration pour une cokéfaction dans un courant d'hydrogène, à la température de cokéfaction maintenue durant 4 h.

St = soufre total, *So* = soufre organique, *Sp* = soufre pyritique.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum, M. Goruneanu şi T. Piatkowski, Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, nr. 1—2, 1952, p. 101.
2. *** A.S.T.M. Standardo, 1939, partea a 3-a, p. 9.
3. H. H. Lowry, *Chemistry of Coal Utilisation*, în Gilbert Tiessen, *Forms of Sulfur in Coal*. 1947, vol. I, p. 425.
4. R. E. Brewer a. I. K. Ghosh, Ind. Eng. Chem., 1949, vol. 41, p. 2044.
5. W. Glund, *Handbuch der Kokerei*. V. Knapp, Halle (Saale), 1927, vol. I, p. 93.
6. S. G. Aronov, Chim. Tverdogo Topliva, 1931, nr. 1.
7. A. R. Powell a. S. W. Parr, Ind. Eng. Chem., 1920, vol. 12, p. 1069.
8. R. P. Snow, Ind. Eng. Chem., 1932, vol. 24, p. 903.
9. T. A. Mangelsdorf a. F. P. Broughton, Ind. Eng. Chem., 1932, vol. 24, p. 1136.
10. O. Simmersbach u. G. Schneider, *Kokschemie*. J. Springer, Berlin, 1930.
11. A. Z. Jurowski i M. M. Lifschitz, Koks i himia, 1939, vol. 9, p. 10.
12. J. R. Campbell, Bull. Am. Inst. Min. Inst. Eng., 1916, p. 177.
13. F. Foerster u. W. Geissler, Z. ang. Ch., 1922, vol. 35, p. 193.
14. H. Ditz u. H. Wildner, Br. Ch., 1924, vol. 5, p. 149.

O DEFINIȚIE GENERALĂ A NOȚIUNII DE MOL *)

DE

G. BĂRĂNESCU

Molul este definit de obicei ca unitatea de cantitate dintr-o substanță egală numeric cu greutatea moleculară a substanței respective, exprimată în grame.

Denumirea de mol care se dă acestei unități este legată de multe ori de noțiunea de moleculă. Cu alte cuvinte, cu molul nu se pot măsura decît substanțele aflate în stare moleculară. Pentru substanțele în stare atomică, se folosește noțiunea de atom-gram, care se definește drept unitatea de cantitate egală numeric cu greutatea atomică a substanței respective exprimată în grame.

În unele cazuri, molul se folosește atît la măsurarea substanțelor aflate în stare moleculară, cît și a celor aflate în stare atomică.

Fiindcă această ultimă practică este mai puțin curentă, se pune întrebarea dacă ea este sau nu corectă.

Legarea noțiunii de mol de noțiunea de moleculă este numai o practică fără vreo legătură cu fondul fizic al *noțiunii* de mol. După cum se știe, molul conține același număr de particule, oricare ar fi natura substanței și oricare ar fi particulele care formează substanța. Molul este deci cantitatea de substanță care corespunde unui număr fix de particule, indiferent dacă aceste particule sînt atomi, radicali sau molecule. În același timp, molul este și o unitate de volum dependentă de condiții, dar independentă de substanță, deoarece — conform legii lui Avogadro — în aceleași condiții, volumul ocupat de același număr de particule nu depinde de natura substanței.

Folosirea denumirilor de mol-gram și atom-gram înseamnă, în fond, folosirea a două denumiri pentru aceeași mărime fizică. Aceasta constituie, probabil, o practică anglo-saxonă, unde se obișnuiește să se folosească denumiri diferite pentru aceeași unitate de măsură, după substanța la care se referă unitatea. De exemplu, pentru pește, unitatea de capacitate este numită « hogshead », iar pentru ciment « barrel », cu toate că ambele unități înseamnă 0,182 m^3.

Considerînd molul ca unitate de volum, putem în mod analog să-l denumim mol-gram cînd se referă la molecule și atom-gram cînd se referă la atomi.

---

*) Notă prezentată Institutului de energetică la data de 2 decembrie 1954.

Această practică ar putea avea o oarecare justificare din punct de vedere comercial; din punct de vedere ştiinţific ea este însă lipsită de temei. De altfel, dacă am extinde-o la substanţele formate din radicali, am ajunge la denumirea de radical-gram, care este cu totul neuzuală.

Folosirea molului pentru măsurarea cantităţilor de substanţă, aflate atît în stare moleculară, cît şi în stare atomică, este deci mai raţională, deoarece se întrebuinţează aceeaşi denumire pentru o mărime fizică. În acest caz, definiţia molului ar trebui lărgită şi anume:

Molul este o unitate de cantitate egală numeric cu greutatea relativă a particulelor din care este formată substanţa (molecule, atomi, radicali), faţă de o moleculă de oxigen, căreia i s-a atribuit greutatea 32.

Evident, la exprimarea cantităţii de substanţă în moli, pentru substanţele formate din amestecuri de particule aflate în diverse stări (atomi, molecule, radicali), se va folosi greutatea relativă echivalentă.

Folosirea denumirii de mol prezintă neajunsul că sugerează noţiunea de moleculă. Au mai existat, însă, precedente similare, cum ar fi denumirea de kilogram, folosită pentru unitatea de forţă şi pentru unitatea de masă. Acest neajuns ar putea fi înlăturat prin schimbarea denumirii; de exemplu, în loc de mol s-ar putea spune Avogadro.

În concluzie, se constată că ambele moduri de a defini molul sînt corecte. Cel de al doilea mod este însă mai ştiinţific, deoarece foloseşte o singură denumire pentru o anumită mărime fizică.

REZULTATE EXPERIMENTALE PENTRU VERIFICAREA STUDIULUI « SUPRATENSIUNILOR PRELUNGITE » ÎN REŢELE CU NEUTRU IZOLAT

DE

P. DIMO

I. În lucrarea *Cauza supratensiunilor « prelungite » în reţelele cu neutrul izolat* de P. Dimo [1], s-au determinat teoretic supratensiunile de natură staţionară ce pot apare în reţelele cu neutrul izolat, atunci cînd în mod accidental o fază este pusă la pămînt.

S-a cercetat efectul « autoexcitaţiei alternatorilor » în momentul punerii la pămînt şi s-a găsit că acest efect poate fi de o foarte mare importanţă în cazul cînd în reţeaua respectivă se găsesc realizate anumite rapoarte între parametri. S-a dedus teoretic că în reţelele cu tensiuni peste 60 kV, condiţiile necesare sînt în general îndeplinite şi deci reţelele de înaltă tensiune conţin întotdeauna aceste supratensiuni staţionare în cazul cînd ar fi lăsate cu neutrul izolat. Reţelele cu tensiuni mai mici conţin asemenea supratensiuni în cazuri mai rare şi anume atunci cînd curenţii capacitivi sînt mari (reţeaua de cabluri, de exemplu) şi sursele de alimentare relativ slabe.

Acesta pare să fie motivul principal, în majoritatea cazurilor, pentru care o reţea de înaltă tensiune nu poate fi lăsată cu neutrul izolat, concluzie cu totul nouă, autoexcitaţia generatorilor fiind pînă astăzi complet neglijată la cercetarea supratensiunilor reţelelor cu neutrul izolat. În lucrarea [1] se stabilesc metode de calcul pentru determinarea acestei supratensiuni şi formule de uz curent pentru a fi folosite la proiectare, în legătură cu tratarea neutrului.

II. Verificarea experimentală, făcută pe un model de reţea la Şcoala politehnică din Bucureşti, a dat următoarele rezultate:

a) Verificarea calitativă a fenomenului a fost făcută;

b) Verificarea metodelor de calcul propuse în lucrarea amintită [1] a dat următoarele rezultate:

Tabloul nr. 1

Rețeaua în gol

Nr.	E_p calculat	E_p măsurat
1	1,94	1,94
2	1,94	1,94
3	1,87	1,88
4	1,83	1,83
5	1,795	1,85
6	1,753	1,76
7	1,75	1,75

Tabloul nr. 2

Rețeaua în sarcină

Nr.	E_p calculat	E_p măsurat
1	1,81	1,79
2	1,8	1,79
3	1,78	1,77
4	1,89	1,88
5	1,81	1,81

— Reactanța sincronă (de regim permanent) utilizată pentru calculul valorilor din aceste tablouri este fie cea din regiunea nesaturată a curbei în gol a generatorului, fie cea dedusă în ipoteza că variația fluxului se face liniar după tangenta la curba de magnetizare pentru tensiunile mai mari, unde nu se poate neglija saturația. Astfel, metodele de calcul propuse par a da completă satisfacție pentru deplasări mici de tensiuni.

III. Colectivul format din ing. P. Dimo, ing. E. Arie, ing. Fl. Manea și ing. S. Ionescu, care a efectuat aceste experiențe de verificare, a făcut și studii complimentare pentru rezolvarea următoarelor probleme: Calculul exact al supratensiunii pentru deplasări mari ale tensiunii ținînd seama de limitarea curbei de saturație; efectul reglajului de tensiune atunci cînd intervin valorile periculoase ale acestei supratensiuni, ținînd seama de gradul de izolație al rețelelor.

Raportul colectivului se va publica în numărul viitor al revistei Studii și cercetări de energetică.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Dimo, *Cauza supratensiunilor «prelungite» în rețelele cu neutrul izolat.* Studii și cercetări de energetică, an. III, 1953, p. 15.

IZOLAȚIA TRANSFORMATORULUI *)

DE

CESAR PARTENI ANTONI

Se știe că pe liniile electrice pot să circule unde mobile, produse prin descărcări atmosferice, prin diverse accidente (arc la pămînt etc.), sau din cauza unor manevre la aparate (închideri sau deschideri de întrerupătoare etc.).

Undele mobile, indiferent de originea lor, circulînd pe linii pot ajunge la transformatoare sau mașini rotative, care sînt cuplate pe aceste linii.

În mod obișnuit, transformatoarele sînt mașinile legate la linii și deci ele vor fi supuse mai adesea la supratensiuni din cauzele semnalate mai înainte.

*) Notă prezentată Institutului de energetică la data de 24 ianuarie 1955.

Constructorii de transformatoare au căutat mijloace de a le apăra contra efectelor produse de supratensiuni, care se manifestă prin străpungeri ale izolației.

Din studiile teoretice și experimentale făcute cu privire la aceste probleme, rezultă că inițial există o repartiție hiperbolică a tensiunii și deci spirele de la începutul înfășurării (de la capătul dinspre linie) sînt supuse la un gradient mai mare de tensiune.

Pe baza acestor concluzii, prima metodă de protejare a transformatoarelor, care se utilizează și astăzi, a fost de a întări izolația unui număr de spire de la extremitatea înfășurării.

Mai tîrziu s-a constatat — în special la transformatoarele mari — că, cu toată această protecție, se produceau străpungeri de izolație către mijlocul înfășurării de înaltă tensiune. S-a mai observat că, la orice categorie de transformatoare, se produceau perforări între bobine și în special acolo unde se făcea trecerea de la spirele cu izolația întărită la spirele cu izolație normală.

În general prima categorie de străpungeri (către mijlocul înfășurării) are drept cauză fenomenele de rezonanță între frecvența proprie a înfășurării și frecvența undei incidente. Pentru prevenirea acestor accidente, s-a trecut la construcția nerezonantă, care constă în adăugarea unor capacități judicios calculate, în lungul înfășurării. În felul acesta, se modifică repartiția inițială a supratensiunii, apropiind-o de repartiția finală și reducînd astfel la minimum oscilațiile din perioada tranzitorie.

Soluția aceasta este eficace, însă complicată și costisitoare, încît nu se recurge la ea decît în împrejurări cu totul excepționale.

O altă soluție, adoptată în tehnica sovietică, pentru transformatoarele de mare putere și înaltă tensiune, este a transformatorului protejat. În acest sistem, se aplică ecrane electrostatice în jurul primelor bobine, ceea ce modifică capacitățile între spire, avînd ca efect o desfășurare a curbei de supratensiune și o reducere a gradientului de potențial la începutul înfășurării.

Un sistem mai simplu și cu rezultate satisfăcătoare îl dă inelul de gardă (capacitiv), montat în paralel cu prima bobină la intrare.

În general, metoda expusă la început, a întăririi izolației între spirele primelor bobine, se menține în toate cazurile, în afară de construcția nerezonantă și de o altă construcție în care se mărește capacitatea între spire prin intercalarea altor spire (care se găsesc electric îndepărtate în înfășurare), între spirele consecutive ale bobinei.

Aceste ultime construcții sînt, însă, rar utilizate, încît îngroșarea izolației rămîne aproape general aplicată.

Cercetări experimentale și rezultate de exploatare au arătat accidente prin străpungeri între prima și a doua bobină la înfășurările cu izolație întărită, adică acolo unde se face trecerea de la izolația întărită la izolația normală.

Explicația acestor constatări este următoarea:

În bobinele de intrare, întărind izolația, aceasta ocupă un spațiu mai mare, și pentru ca bobinele respective să poată fi menținute la dimensiunea bobinelor cu izolație normală, este necesar ca numărul lor de spire să fie micșorat.

Impedanța de undă sau caracteristică a bobinei este

$$Z_1 = \sqrt{\frac{L_b}{C_{pb}}},$$

unde

L_b este inductanța proprie a bobinei și

C_{pb} capacitatea bobinei în raport cu masa.

Prin modificarea numărului de spire în primele bobine la intrare, se creează două categorii de bobine cu impedanțe de unde diferite și anume: Z_1 la intrare, cu izolație întărită și Z_2 pentru bobinele cu izolație normală. Capacitatea în raport cu pămîntul se socotește aceeași în ambele

cazuri, în timp ce inductanţa proprie se micşorează la bobinele de intrare cu un număr de spire mai mic, încît vom avea $Z_1 < Z_2$.

La punctul de joncţiune între bobinele cu izolaţie întărită şi bobinele cu izolaţie normală, va fi o trecere bruscă de la un mediu de impedanţă de undă mai mică Z_1, la un mediu de impedanţă de undă mai mare Z_2.

În această situaţie, tensiunea undei transmise U_2', în funcţie de tensiunea undei incidente U_1, va avea valoarea

$$U_2' = U_1 \frac{2 Z_2}{Z_1 + Z_2}.$$

Cum $Z_2 > Z_1$, urmează că în punctul de joncţiune, unda transmisă U_2' va fi mai mare decît unda incidentă U_1.

În acelaşi punct vom avea totodată şi o undă reflectată U_1' care este pozitivă cînd $Z_2 > Z_1$, aşa cum este în cazul de faţă.

Capacitatea între spire se modifică, cînd grosimea izolaţiei se măreşte, însă — în orice caz — relaţia de mai înainte $Z_2 > Z_1$ este menţinută. În unele construcţii se măreşte lărgimea conductorului pentru ca astfel să se compenseze scăderea capacităţii între spire. Prin acest sistem mărim în schimb capacitatea la pămînt şi deci solicitarea galetei.

Capacitatea între galete C_g se micşorează prin îngroşarea izolaţiei între spire, încît tensiunile între galete sînt mărite. Pericolul de străpungere este micşorat numai într-o mică măsură, întrucît îngroşarea izolaţiei este compensată în parte prin creşterea tensiunii. Gradientul de potenţial între spire se măreşte de asemenea, căci numărul spirelor s-a micşorat, aşa încît şi din acest punct de vedere se reduce în oarecare măsură avantajul îngroşării izolaţiei.

Pe de altă parte, trebuie să observăm că prin îngroşarea izolaţiei, răcirea bobinelor respective se face în condiţii mai grele.

Din cele expuse, se impune concluzia că îngroşarea izolaţiei nu duce la scopul urmărit, adică protejarea primelor bobine contra străpungerilor la undele de şoc, fapt constatat de altminteri şi experimental. Mai mult, prezenţa unei izolaţii inegale în lungul bobinajului modifică în chip nefavorabil solicitările în dielectric şi se ajunge astfel la tensiuni mai mari între bobine decît dacă izolaţia ar fi uniformă în întreaga înfăşurare.

Pe de altă parte, este cert că gradientul de potenţial între spire, la intrarea în prima bobină, poate avea valori foarte ridicate, cînd se aplică o undă de şoc.

În aceste condiţii, ca să asigurăm o protecţie eficace contra undelor de şoc, am putea conchide că este necesar ca izolaţia întregului bobinaj să fie uniformă şi condiţionată să reziste la gradientul de potenţial din primele spire. Această concluzie este justă din punct de vedere teoretic, dar ar conduce la o construcţie foarte costisitoare şi deci nu poate fi reţinută pentru a fi recomandată în practică.

Cînd se aplică o undă de şoc va trebui să evităm variaţia impedanţei de undă, pentru a nu crea supratensiuni între bobine, şi va fi necesar să asigurăm o izolaţie sporită între primele spire, supuse la un gradient de potenţial mai ridicat.

Pentru a împlini aceste două cerinţe, propunem să se construiască înfăşurări formate din bobine uniforme, adică avînd acelaşi număr de spire, prevăzute cu izolaţie de aceeaşi grosime. În primele bobine izolaţia va trebui, însă, să fie de o calitate superioară, ca astfel, la aceeaşi grosime, să reziste la un gradient de tensiune mai mare. Construcţia aceasta nu reprezintă nici o dificultate de execuţie şi nici un preţ prea ridicat, în schimb se evită toate dezavantajele semnalate mai înainte.

Atragem atenţia că, la construcţiile cu izolaţie întărită, nu este îngăduit să se facă treceri bruşte de la bobine cu un număr redus de spire la bobine normale, cu un număr mult diferit de spire. Dacă se menţine acest sistem de izolare, este necesar ca variaţia numărului de spire să se facă treptat, de la numărul redus la numărul normal, prin bobine intermediare cu un număr convenabil de spire.

ALEGEREA LUNGIMII CONDUCTORULUI DE PROTECȚIE LA INTRAREA LINIILOR AERIENE ÎN STAȚII *)

DE

GLEB DRĂGAN

Studiul supratensiunilor atmosferice este dificil, atît din cauză că producerea însăşi a trăsnetului este greu de cercetat, depinzînd de prea mulți factori, cît şi datorită complexității fenomenelor tranzitorii care apar în linii şi în stații în cazul unor descărcări atmosferice.

Precizarea unor considerații tehnico-economice pentru alegerea unui sistem de protecție contra supratensiunilor atmosferice nu este posibilă. Criteriul cel mai folosit, şi în acelaşi timp cel mai rațional în momentul de față, este acel al stabilirii nivelului de protecție împotriva supratensiunilor atmosferice în funcție de numărul de scoateri din funcțiune a instalației respective.

În afara ecranării cu ajutorul paratrăsnetelor, protecția unei stații constă din următoarele:

a) Protecția împotriva undelor de supratensiune prin descărcători, eclatori etc.

b) Protecția apropierilor de stație (intrarea în stație) care se efectuează prin conductori de protecție sau paratrăsnete verticale.

În consecință, este necesar, pentru a aprecia numărul de scoateri din funcțiune a stației din cauza descărcărilor atmosferice, să se țină seama de loviturile de trăsnet atît în porțiunea neprotejată a liniilor, cît şi în porțiunea protejată.

Alegerea unei protecții raționale a stațiilor electrice depinde de rezolvarea următoarelor probleme [1]:

1. *Alegerea amplasării optime a descărcătorilor şi determinarea caracteristicilor aparatajului din stație.*

Pentru aceasta, este necesar să se cunoască amplitudinea şi panta undelor care pot să provoace supratensiuni primejdioase pentru izolația stației.

2. *Alegerea lungimii intrărilor protejate în stație, precum şi caracteristicile tensiune-timp ale descărcătorilor tubulari de la începutul porțiunii protejate.*

3. *Alegerea unghiului de protecție al conductorilor de protecție şi al prizelor suporților din apropierea stației*, în baza determinării probabilității de declanşare a stației datorită loviturilor trăsnetului în conductori sau în conductorii de protecție din intrările în stație.

Prima problemă se reduce, în esență, la determinarea undelor primejdioase pentru stația dată. Cunoscîndu-se caracteristica tensiune-timp a fiecărui aparat, se pot separa, pentru fiecare izolație în parte, undele primejdioase de cele neprimejdioase; în concluzie, principial este posibil ca pentru o stație, luată în totalitatea ei, să se determine dependența între amplitudinea şi panta undei primejdioase pentru această stație, ținînd totodată seama de funcționarea descărcătorilor. Este evident că această caracteristică, care se poate denumi *curba undelor primejdioase*, va depinde atît de caracteristicile tensiune-timp ale izolației aparatajului de stație, cît şi de schema stației, numărul şi caracteristicele descărcărilor, amplasamentul lor etc.

Pentru precizarea curbei undelor primejdioase în literatura sovietică se definește *amplitudinea critică*, care reprezintă acea valoare minimă a amplitudinii, pentru care are loc străpungerea sau continuarea izolației [1]. Rezultă că curba undelor primejdioase reprezintă dependența amplitudinii critice de panta unei unde de formă determinată, în care caz rezultă

*) Notă prezentată Institutului de energetică la data de 24 ianuarie 1954.

pentru un element al staţiei o supratensiune egală cu limita inferioară a tensiunii primejdioase pentru izolaţia elementului considerat.

Determinarea acestei dependenţe reprezintă o problemă deosebit de dificilă şi în acest scop se recurge de obicei la metoda modelărilor electrice. Pentru o staţie nu sînt primejdioase undele a căror pantă este mai mică decît o pantă limită, denumită *pantă critică*, indiferent de amplitudinea undei. Pentru undele a căror pantă depăşeşte panta critică, valoarea amplitudinii lor nu trebuie să depăşească valoarea determinată de curba undelor primejdioase. În cazul cînd există posibilitatea determinării probabilităţii apropierii de staţie a undelor a căror amplitudine şi pantă depăşesc valoarea limită, curba undelor primejdioase permite să se calculeze numărul probabil de declanşări ale staţiei. Determinarea acestei probabilităţi depinde nu numai de probabilitatea producerii trăsnetelor de o anumită amplitudine, dar şi de deformarea undelor de supratensiune în timpul propagării lor de-a lungul liniilor.

Factorul principal, care determină deformarea undelor de supratensiune, este corona de impuls. Din această cauză, în calculele practice determinarea lungimii conductorului de protecţie la intrarea liniilor în staţie se poate face în funcţie de acest factor.

Corona de impuls de polaritate pozitivă, fiind mai intensă, duce la o deformare mai accentuată a undelor de supratensiune. Majoritatea loviturilor de trăsnet fiind de polaritate negativă, iar deformarea undelor de supratensiune datorită coronei de impuls de polaritate negativă fiind mai redusă, se impune ca la studiul protecţiei să se ia în considerare acest caz.

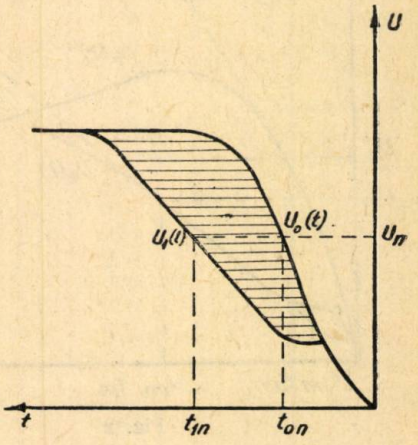


Fig. 1

În primul moment al apariţiei sale, corona de impuls are un caracter de salt. Odată cu aceasta creşte brusc şi coeficientul de cuplaj dintre conductori, precum şi pierderile de energie şi capacitatea efectivă a conductorului.

Dezvoltarea coronei de impuls în limitele frontului undei depinde foarte puţin de viteza de creştere a tensiunii, însă variază mult cu valoarea instantanee a tensiunii de pe porţiunea conductorului considerat.

În cazul formării coronei de impuls, sarcina din jurul conductorului este formată îndeosebi din ioni grei, pozitivi şi negativi. Din această cauză, imobilitatea lor fiind redusă, se poate considera că sînt imobili, neexistînd o conductibilitate longitudinală, ceea ce duce la faptul că inductanţa rămîne neschimbată.

Schema de principiu a deformaţiei undelor datorită coronei de impuls este arătată în figura 1. Se poate constata că de la o anumită valoare critică a tensiunii apare un prag, de la care panta undei se aplatizează din ce în ce mai mult. Coada undei rămîne neschimbată, ceea ce este valabil însă numai în anumite cazuri. Aplatizarea frontului undei a fost explicată de L. V. Bewley prin aşa-zisa teorie a *vitezelor multiple* de propagare a undelor [2].

În realitate, viteza de propagare este aceeaşi şi fenomenul este următorul:

Odată cu depăşirea tensiunii critice începe producerea intensă a sarcinilor spaţiale, ceea ce micşorează viteza de fază, adică viteza de propagare de-a lungul liniei a unei anumite valori a tensiunii de pe frontul undei. Prin aceasta se cheltuieşte treptat o parte din sarcina şi energia undei, se formează pragul undei, şi totodată se deformează panta undei; deformarea undei este cu atît mai mare cu cît unda parcurge o distanţă mai mare.

În consecinţă, procesul propagării şi deformării frontului undei se poate reprezenta astfel: Toate punctele undei se propagă cu aceeaşi viteză, egală cu viteza luminii; parte din frontul

undei, odată cu propagarea undei, se cheltuieşte pentru crearea sarcinilor spaţiale, din care cauză viteza de fază rezultă mai mică decît viteza luminii

$$v_c = v_c\ (u) < c.$$

Nu s-a reuşit să se determine o dependenţă riguroasă între v_c şi c, deoarece studiul teoretic al fenomenului este foarte dificil, iar în cazul cercetărilor experimentale n-a fost posibil să se separe influenţa pămîntului [3].

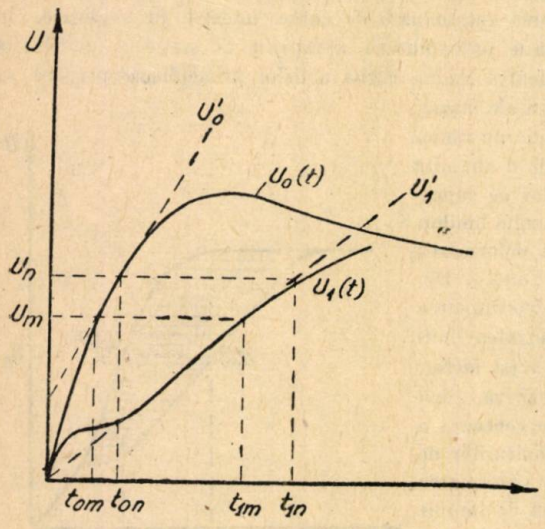


Fig. 2

Pentru determinarea valorii lui v_c, M. V. Kostenko [4] propune următoarea relaţie de calcul

$$v_c \approx \frac{c}{1{,}15\sqrt{1+\frac{4U}{h}}}, \qquad (1)$$

unde U este valoarea instantanee a tensiunii în MV, $c = 300$ m/μs, viteza luminii în aer, iar h, înălţimea conductorului deasupra pămîntului, în metri.

Pentru o anumită formă a frontului undei şi plecînd de la relaţia (1) şi de la relaţia care determină valoarea tensiunii undei [3]

$$u_1(t,\ x) = u\left(t - \frac{x}{v_c}\right),$$

se poate determina deformaţia undei în cazul unei propagări pe o lungime l_1. Timpul necesar creşterii tensiunii de la valoarea zero, pînă la o valoare oarecare U_n, se poate determina din relaţia

$$t_{1n} = t_{0n} + l_1\left(\frac{1}{v_c} - \frac{1}{c}\right) = t_{0n} + \frac{l_1\sigma}{c},$$

unde

$$\sigma = 1{,}15\sqrt{1+\frac{4U}{h}} - 1.$$

În baza relaţiei de mai sus, pentru două tensiuni apropiate u_n şi u_m de pe frontul undei (fig. 2), rezultă relaţiile

$$t_{1n} = t_n + \frac{l_1\sigma_n}{c} \text{ şi } t_{1m} = t_{0m} + \frac{l_1\sigma_m}{c},$$

de unde se obţine

$$t_{1n} - t_{1m} = t_{on} - t_{om} + \frac{l_1}{c}(\sigma_n - \sigma_m).$$

Împărţind la diferenţa $u_n - u_m$, punînd pe $c = 300$ m/s şi trecînd la limită pentru $\mu_m \to x_n$ rezultă

$$\frac{1}{u_1'} - \frac{1}{u_0'} + \frac{l_1}{c}\frac{d}{du}\sigma(u)\frac{1}{u_0'} + \frac{l_1}{130\,h\sqrt{1+\frac{4U}{h}}}$$

Rezolvînd această relație în funcție de l_1, se obține lungimea de propagare necesară pentru ca panta undei să scadă de la valoarea inițială u'_0 la valoarea dorită u'_1.

$$l_1 = 130\,h\sqrt{1+\frac{4U}{h}\left(\frac{1}{u'_1}-\frac{1}{u'_0}\right)} \simeq \frac{130\,h}{u'_1}.$$

Lungimea optimă a conductorului de protecție la intrarea liniilor în stații se poate determina considerînd pentru u'_1 panta critică ($u_1' = u'_{c_0}$), iar panta l'_0 panta maximă în cazul loviriii directe a trăsnetului în conductor.

Valoarea pantei maxime este dată de relația

$$u'_0 = z_{ec} \cdot I'_0 \simeq 120\ I'_0,$$

unde t_{ec} este impedanța echivalentă a canalului de trăsnet și a circuitului electric corespunzător.

Valoarea maximă a lui I_0 se ia de 50 kA/μs.

Adoptarea unei lungimi a conductorului de protecție la intrarea liniilor în stații peste valoarea determinată după relația de mai sus nu este rațională. Micșorarea lungimii optime duce la micșorarea nivelului de protecție a stației. Cercetările efectuate în cadrul laboratorului de tehnica tensiunilor înalte de pe lîngă Institutul Politehnic din Leningrad au arătat că în cazul micșorării cu 50% a lungimii conductorului de protecție la intrarea liniilor în stații, rezultă o micșorare de 4—5 ori a nivelului de protecție a stației [5]. Aceasta se poate vedea în figura 3, unde în abscisă se dă raportul între lungimea protejată și lungimea protejată optimă, iar în ordonată raportul între numărul de perturbații corespunzătoare lungimii protejate l și numărul de perturbații corespunzătoare lungimii protejate optime.

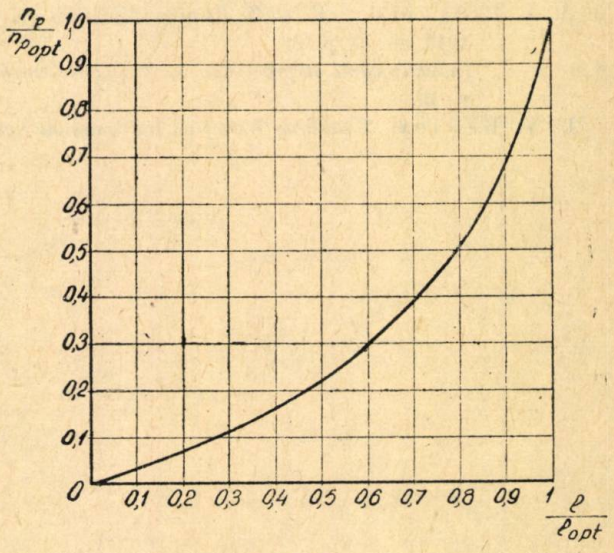


Fig. 3

Deoarece montarea conductorilor de protecție la intrarea liniilor electrice aeriene în stații influențează într-o mare măsură nivelul ei de protecție, protecția stațiilor de 35—110 kV nu este posibilă fără protejarea intrărilor liniilor aeriene. În această privință, cu toate că s-au efectuat studii teoretice interesante [6] și [7], rezolvarea problemei se bazează în primul rînd pe rezultate experimentale, după cum s-a menționat mai sus.

Pentru a se asigura o bună protecție a stațiilor împotriva undelor de supratensiune paralel cu protejarea intrărilor în stații, este necesar să fie respectate și alte condiții, cum ar fi alegerea unghiului de protecție, dimensionarea corectă a prizelor suporților, alegerea izolației liniei etc. În consecință, este necesar să se cunoască o serie de parametri (indicele keraunic din regiunea respectivă, probabilitatea ivirii trăznetelor de o anumită amplitudine, curbele de frecvență a pantei curenților de trăsnet etc.) cu ajutorul cărora să se poată determina nivelul de protecție al stației.

BIBLIOGRAFIE

1. M. V. Kostenko, V. M. Naşatîr i D. V. Scerbacev, *Ob oţenke nadejnosti grozazaşcitî nodstanţii vîsokogo napriajenia.* Elektricestvo, 1948, nr. 2, p. 44.
2. M. V. Kostenko, *Deformaţia voln perenapriajenia na provodah vozduşnîh linii vsledstvie impulsnoi koronî-Elektricestvo*, 1946, nr. 1, p. 65.
3. — *Atmosfernîe perenapriajenia i grozazascita vîsokovoltnîh ustanovok.* GEI, Moscova, 1949.
4. L. Sirotinski, *Tehnika vîsokih napriajenii.* GEI, Moscova, 1946, vol. III.
5. A. I. Dolghinov, *Volnovîie harakteristiki linii pri vîsokih napriajeniah.* Elektricestvo, 1949, nr. 9, p. 39.
6. — *Induktirovanîe naproiajenia na liniah elektroperedaci.* Elektricestvo, 1949, nr. 10, p. 19.
7. L. V. Bewley, *Travelling Waves on transmission Systems.* New-York, 1933.

NORMAREA ŞI ANALIZA CONSUMULUI DE ENERGIE ELECTRICĂ ÎN INDUSTRIE

Culegere de material documentar

Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1954, 202 p.

Pentru satisfacerea cerinţelor din ce în ce mai mari de energie sub toate formele, trebuie desfăşurată o muncă intensă pentru economisirea, folosirea raţională şi chibzuită a resurselor energetice de către muncitorii din industrie.

Această muncă se reflectă în scăderea progresivă a consumurilor specifice de energie electrică şi de celelalte forme de energie.

O mare însemnătate în acţiunea de economisire de energie electrică în afară de intensificarea proceselor tehnologice, introducerea de metode avansate de lucru, folosirea maşinilor şi agregatelor noi şi a tuturor metodelor care sînt legate de creşterea productivităţii, o are normarea progresivă, organizată, a consumurilor de energie electrică. De aceea, se impune ca o necesitate, şi la noi în ţară, organizarea muncii pentru elaborarea normelor de consumuri specifice, introducerea lor în practică şi efectuarea sistematică a controlului îndeplinirii acestor norme.

Lucrarea *Normarea şi analiza consumului de energie electrică în industrie* cuprinde o culegere de traduceri de articole sovietice şi din ţările de democraţie populară; ea se adresează în special celor ce se ocupă cu stabilirea normelor de consum de energie electrică în industrie.

Articolele tratează problema normării energiei electrice aproape în toate sectoarele economiei naţionale şi aceasta poate fi considerat ca o realizare care face să crească utilitatea cărţii. Articolele sînt expuse grupat pe ramuri economice, ceea ce înlesneşte studierea materialului referitor la o anumită ramură.

O lipsă a acestei lucrări este însă faptul că nu s-a reuşit să se reprezinte în aceeaşi măsură, articole din toate sectoarele. Astfel nu există nici un articol care să trateze problema normării în industria chimică, care este un mare consumator de energie electrică şi unde în urma normării făcîndu-se o economie de numai 1% ar elibera milioane de kwh care ar putea fi întrebuinţate în alte scopuri; acelaşi lucru se poate spune şi pentru industria materialelor de construcţii şi industria alimentară. Lipsa acestor articole se datoreşte faptului că în literatura de specialitate cunoscută, nu s-au găsit suficiente articole care să trateze problema normării energiei electrice în aceste industrii. Aceasta nu înseamnă însă că în aceste sectoare ale economiei naţionale să nu se înceapă normarea consumului de energie electrică. Ea trebuie făcută adoptîndu-se la specificul industriei respective metode întrebuinţate de industriile similare.

Problema normării consumului de energie electrică în industria uşoară este de asemenea slab reprezentată prin articole în această lucrare. Se dă un singur articol care se ocupă cu problema bilanţului electric pe secţii şi a bilanţului electric general la ţesătorii avînd ca scop descoperirea posibilităţilor de economisire a energiei electrice şi legat cu aceasta se atinge şi problema stabilirii consumurilor specifice, probleme care sînt de fapt indisolubil legate. Acest articol nu dă o metodă de calcul pentru stabilirea consumului în ţesătorii. El este însă important pentru că arată unitatea la care să fie raportat consumul (mil. bătăi), problemă care de multe ori este foarte greu de rezolvat.

Lupta pentru economia de energie electrică în industria carboniferă a făcut ca problema normării şi a analizei consumului de energie electrică în acest sector să fie mult studiată.

Aceasta a făcut posibil ca lucrarea să conţină suficiente articole care dau metode practice pentru stabilirea consumului de energie electrică în industria carboniferă. Astfel, în articolul *Un exemplu de determinare experimentală şi prin calcule a normelor de consumuri specifice de energie electrică pentru extracţia cărbunelui*, A. Spirodonov dă o

metodă de calcul a normei consumului specific pe baza datelor experimentale, pentru prin cipalele trei operaţii necesare extracţiei cărbunelui, în cazul măririi productivităţii minei Norma generală pe mină se obţine însumînd diferitele norme tehnologice pentru fiecare din operaţii.

Într-un alt articol, *Determinarea aproximativă a normei specifice a consumului de energie electrică în exploatările de cărbune la suprafaţă*, A. Spirodonov dă o metodă de determinare a ecuaţiilor necesare stabilirii normei consumului de energie electrică în exploatările de suprafaţă. Autorul arată că analiza şi planificarea normelor specifice de consum de energie electrică cu ajutorul ecuaţiilor aproximativ deduse sînt puse în practică la combinatul Vossibugol şi în majoritatea cazurilor valorile consumurilor reale sînt foarte apropiate de valorile consumului teoretic.

Pentru economisirea de timp este necesar să se găsească o metodă care să permită introducerea, în mod întemeiat, pentru toate întreprinderile de acelaşi tip ale ramurii industriale respective, a rezultatelor cercetărilor privitoare la normarea consumului specific de energie întreprinse numai pentru un grup de întreprinderi. O astfel de metodă este dată în articolul *Consumul total şi specific de energie al minelor de cărbuni în funcţie de productivitatea lor*, unde B. N. Avilov-Karaukov dă formulele pentru stabilirea caracteristicilor energetice în unităţi relative prin a căror comparare se poate stabili dacă întreprinderile sînt sau nu de acelaşi tip.

O bună parte din această lucrare este consacrată articolelor care studiază problema normării consumului de energie electrică în industria metalurgică. Majoritatea articolelor se ocupă cu stabilirea normelor pentru prelucrarea metalelor, care este una dintre cele mai complicate probleme ale normării energiei în industrie din cauza varietăţii mari de produse şi varietăţii mari a proceselor tehnologice şi a maşinilor unelte. Greutatea constă în alegerea unităţii la care să fie raportat consumul de energie electrică. În articolul *Consum specific de energie şi elaborarea normelor consumurilor de energie în industria grea.* autorul V. Medek, prezentînd indicii consumului de energie din sectorul industriei metalurgice şi construcţiei de maşini, şi anume aceia pe întreprinderi, raportează consumul de energie electrică la valoarea produselor în mii Ft. Raportarea la valoarea produselor este o metodă rapidă necomplicată, dar nu şi cea mai justă. O metodă mai reală este dată de ing. Friederich în articolul *Determinarea valorilor specifice ale consumului de energie la prelucrarea metalelor prin aşchiere*, unde consumul de energie este raportat la volumul total de aşchii. Volumul total de aşchii este calculat cît mai precis cu ajutorul unei formule. Această problemă nu a fost încă pe deplin rezolvată, rămînînd în studiu pentru a se găsi cea mai potrivită metodă de normare a energiei electrice în secţia de prelucrare a metalelor prin aşchiere, metodă care să fie în acelaşi timp simplă şi practic aplicabilă.

Articolele date în această lucrare sînt de un real folos şi pentru cei care se ocupă cu normarea consumului în industria petroliferă. Ele dau metode practice şi arată principalii coeficienţi de variaţie a consumului specific, putîndu-se astfel stabili cît mai exact consumul de energie.

Utilitatea cărţii creşte prin faptul că la sfîrşit este dată o bogată listă de material documentar, care se găseşte tradus la diverse biblioteci.

Lucrarea *Normarea şi analiza consumului de energie electrică în industrie*, are şi o serie de lipsuri. Astfel traducerea unor termeni nu este cea mai potrivită (în loc de milioane bătăi — milioane bătături), iar articolele, după cum s-a amintit mai sus, nu se referă la toate sectoarele economiei naţionale.

Lucrarea merită să fie studiată de toţi acei care se ocupă cu analiza şi normarea consumului specific de energie electrică în industrie. Chiar acei energeticieni care lucrează în alte ramuri decît cele tratate, vor studia cu folos aceste articole.

S. Manea

S. I. EVTIANOV, *Radioperedainscie ustroistva (Instalaţii de radioemisiune)*. Gosenergoizdat, Moscova—Leningrad, 1951, 683 p.

Lucrarea *Instalaţii de radioemisiune*, premiată cu premiul Stalin în 1952, reprezintă o strălucită concretizare a principiilor şcolii sovietice în domeniul construcţiei instalaţiilor de radioemisiune.

Urmînd liniile principale trasate de M. V. Suleikin şi de academicianul A. I. Berg, şcoala sovietică s-a închegat ca un tot unitar prin lucrările lui B. P. Aseev, Z. I. Model şi I. H. Neviajski, S. A. Drobov, S. Besciasnov şi Sosunov, B. Betin şi S. I. Evtianov. Aceste lucrări au format o generaţie de constructori tineri.

Lucrarea lui S. I. Evtianov se deosebeşte de celelalte lucrări amintite prin caracterul ei unitar, prin diversitatea problemelor şi originalitatea prezentării lor. Lucrarea foloseşte ultimile materiale apărute în literatura de specialitate.

În primele nouă capitole este expus studiul amplificatorului de putere ca element caracteristic al instalaţiilor de radioemisiune. Studiul pleacă de la metoda de liniarizare cu trei segmente a caracteristicii tubului, liniarizare propusă de M. Suleikin şi care stă la baza metodei analitice de calcul al amplificatorului; se definesc regimurile de lucru ale amplificatorului stabilind metoda de calcul în regim critic. Legarea studiului amplificatorului de condiţiile reale de funcţionare prin definirea regimului, factor de bază în determinarea caracteristicilor de lucru ale amplificatorului — este elementul nou introdus de şcoala sovietică; definind regimul critic ca regim optim de lucru, arătînd astfel necesitatea proiectării tocmai în acest regim, se precizează desfăşurarea proiectării, limitîndu-se la alegerea numai a două elemente (puterea utilă (P_1) sau maximul impulsului de curent ($i_{a\,\max}$)) celelalte fiind determinate de datele tubului şi cerinţele regimului critic. Această metodă inginerească permite proiectarea rapidă a amplificatorului de putere cu aproximaţie de 10—15% a rezultatelor. Tehnica construcţiilor sovietice a demonstrat acest lucru.

Lucrarea de faţă aduce un element nou faţă de celelalte lucrări sovietice: variaţia regimului de funcţionare, funcţia de rezistenţa de sarcină şi tensiunile de alimentare (cap. 7). Acest fel de a pune problema stabileşte o strînsă legătură între practică şi teorie, permiţînd explicarea rapidă a variaţiilor apărute în exploatarea staţiilor şi urmărirea după aparatele de curent continuu a funcţionării emiţătorului. Se stabileşte astfel o imagine fizică a fenomenelor.

Capitolele 10—13 se ocupă de studiul oscilatorului. Considerînd oscilatorul ca un tip particular de amplificator de putere, se generalizează problema constituirii schemelor de oscilatori, prezentînd într-o formă foarte simplă condiţiile de stabilire a amplitudinei şi frecvenţei oscilaţiilor. În acest domeniu apare nou studiul procesului de stabilire al oscilaţiei şi al stabilităţii parametrilor ei se determină diagrama de existenţă a oscilaţiei în funcţie de circuitul de negativare, studiind apoi aceste probleme în cazul existenţei negativării independente şi automate. În nici una din lucrările clasice din acest domeniu nu este atinsă această problemă, deşi este cunoscut fenomenul apariţiei modulaţiei automate în impulsuri la negativări automate mari. Tot aici se dau elementele studiului oscilatorilor cu două circuite oscilante şi se prezintă metoda de proiectare a oscilatorului Şembel, oscilator cu cuplaj electronic. Acest oscilator, foarte răspîndit în emiţătorii mici, prezintă o serie de elemente noi faţă de ceilalţi. Metoda de proiectare propusă este riguroasă şi permite generalizarea problemei şi în cazul lucrului ca oscilator-dublor, ceea ce nu permite metoda propusă de B. Betin.

Un capitol special 11 se ocupă de oscilatorii de putere pentru unde ultrascurte. Se generalizează aici studiile lui S. A. Drobov, se ajunge la metode de proiectare pentru oscilatorii pe unde metrice cu constante concentrate, ţinînd seama de elementele parazite şi pentru oscilatorii cu linii cu două circuite oscilante. Aceste studii, ca şi metodele de proiectare, apar pentru prima oară într-un curs clasic de emiţători. Acest capitol reprezintă o contribuţie importantă.

De asemenea în capitolul 13 apare o nouă metodă de calcul a oscilatorilor cu cuarţ. Această metodă, prezentată de autor în 1946, în revista Radiotehnica, este o metodă exactă, spre deosebire de celelalte metode aproximative apărute în literatură; ea permite urmărirea calitativă şi cantitativă a proceselor din schemele oscilatorilor cu cuarţ, ca un caz particular al oscilatorilor cu două circuite oscilante.

Capitolele speciale (17, 18, 20, 21, 22 şi 23) se ocupă de problemele moderne din tehnica emiţătorilor, emisiune pe o bandă laterală, modulaţie de frecvenţă, lucru în impulsuri, clistroni, magnetroni. Fiecare din aceste capitole reprezintă pe lîngă sinteza bogatei literaturi apărute, şi o serie de contribuţii noi. Astfel este metoda de proiectare a modulatorului în impulsuri cu acumulator capacitiv, teoria clistronului reflex, prezentat ca un caz particular în teoria generală a oscilatorilor. Foarte clar sînt expuse elementele esenţiale din teoria magnetronilor şi principiile de lucru cu caracteristicile acestuia.

În general, fiecare capitol prezintă o parte originală în construcţia lui, iar majoritatea conţin elemente noi, contribuţii ale autorului. Stilul cărţii este precis, puţin cam comprimat chiar, la un înalt nivel ştiinţific.

La sfîrşitul fiecărui capitol sînt indicate principalele surse din literatură.

Lucrarea este în special adresată constructorilor de posturi mari, dar prin complexitatea problemelor puse este folositoare tuturor celor care sînt interesaţi în problemele legate de instalaţiile de radioemisiune.

Deşi scrisă pentru a servi drept manual în institutele superioare, prin structura ei, prin bogatul material nou pe care îl conţine, ea devine una din cele mai interesante lucrări din acest domeniu.

Samson Schächter

N. M. MIHAILOV, *Borba s zatrudneniami pri postuplenii na elektrostanții vlajnogo ili smerzsegosea topleva (Combaterea dificultăților la alimentarea centralelor electrice cu combustibil umed sau înghețat)*. Gosenergoizdat, Moscova—Leningrad, 1951, 204 pag., 109 fig., 40 tablouri.

Creşterea continuă a consumatorilor de combustibil solid aduce după sine consumarea pe o scară tot mai largă a cărbunilor umezi de calitate inferioară.

Acest lucru a dus la studierea—în scopul ameliorării—a dificultăților întîmpinate la manevrarea cărbunilor, dificultăți, fie de ordin mecanic sau organizatoric (la încărcare, descărcare, transport, alimentare), fie datorite umidității mari sau îngheţării cărbunilor.

Întrebuinţarea unor cărbuni cu multă umiditate sau îngheţaţi, aduce după sine dificultăţi la manevrarea materialului şi un randament caloric scăzut.

Reducerea acestor dificultăţi, care ridică preţul de cost şi micşorează productivitatea, se poate face dacă se porneşte la o aplicare justă a tuturor posibilităţilor rezultate în urma studiilor şi a practicii de teren.

Este necesar, în primul rînd, ca încă de la locul de extracţie să se ia toate măsurile pentru reducerea umidităţii şi conţinutului de cenuşă.

Apoi, transportul combustibilului trebuie să se facă în condiţii în carc să se evite pe cît posibil îngheţarea şi mărirea umidităţii lui.

Stocajul cărbunilor cere de asemenea o serie de măsuri speciale care trebuie luate pentru a menţine proprietatea lor de curgere.

Lucrarea de faţă tratează toate aceste dificultăţi şi totodată şi rezolvarea lor.

La capitolul I se dau noţiuni preliminare asupra cantităţii de apă care îngheaţă în combustibil şi asupra rezistenţei combustibilului îngheţat. Se face un mic studiu cu privire la propagarea căldurii în stratele de combustibil şi la influenţa umidităţii şi a dimensiunilor particulelor asupra proprietăţilor de curgere a acestuia. Tot în acest capitol se arată influenţa dăunătoare a mărunţilor asupra proprietăţii de curgere a combustibilului. În tablouri şi diagrame sînt exemplificate: creşterea umidităţii şi micşorarea drumului parcurs la curgere, cu creşterea conţinutului de mărunţi.

În capitolul II sînt studiate măsurile pentru prevenirea îngheţării combustibilului. Aici sînt descrise deshidratarea combustibilului în silozuri de depozitare şi în silozuri centrifuge. Se cercetează din punct de vedere economic uscarea combustibilului la locul de extracţie şi se arată o serie de metode care împiedică răcirea şi îngheţarea combustibilului în timpul transportului în vagoane, de la locul de extracţie pînă la locul de întrebuinţare. Astfel, se arată rezultatele obţinute prin adăugare la cărbuni, a varului nestins, a clorurii de sodiu, clorurii de calciu şi de magneziu. De asemenea, sînt trecute rezultatele obţinute prin ungerea pereţilor vagoanelor cu petrol şi reziduuri de ţiţei, întinderea pe podelele vagoanelor a paielor şi a talajului, prin uleierea cărbunilor înainte de încărcare şi prin încălzirea vagoanelor pe parcurs. Toate acestea sînt expuse alături în tablouri care înfăţişează rezultate obţinute prin practică şi fiecare metodă este studiată din punct de vedere economic.

În capitolul III sînt descrise măsurile care uşurează descărcarea combustibilului din vagoane. Astfel, se propune încălzirea cărbunilor în vagoane înainte de descărcare, desgheţarea lor cu ajutorul injectoarelor şi descărcarea lor prin afînatori mecanici.

În capitolul IV sînt arătate posibilităţile de lichidare a dificultăţilor întîmpinate la trecerea combustibilului îngheţat, prin mecanismele de alimentare cu combustibil (grătare, concasoare, benzi de transport etc.).

În capitolul V se studiază mişcarea combustibilului prin silozuri şi jghiaburi. Înrăutăţirea proprietăţilor de curgere a combustibilului, ca urmare a măririi umidităţii sale sau a îngheţării acestuia, poate duce la reducerea continuă a cantităţii de cărbuni în uscătoriile sau morile centralelor electrice.

În capitolul următor (capitolul VI) se descriu metodele întrebuinţate pentru înlăturarea dificultăţilor ivite la trecerea combustibilului prin traseul de alimentare.

Cele două sute de pagini ale lucrării pun la dispoziţia specialiştilor interesaţi, multe rezultate experimentale, care, fără a rezolva probleme de un ordin înalt ştiinţific, aduc un imens aport în practică, mărind productivitatea muncii, reducînd preţul de cost şi asigurînd muncitorilor o muncă mai uşoară.

N. Sîrbu

CHIMIA ŞI GENEZA COMBUSTIBILILOR FOSILI SOLIZI

Lucrările primei Conferinţe Unionale din anul 1950 *)

În ianuarie 1950 a avut loc la Moscova, Conferinţa Unională asupra chimiei şi genezei combustibililor solizi fosili, convocată de Institutul de Combustibili Fosili al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. şi Societatea Unională de chimie « D. I. Mendeleev ».

La lucrările Conferinţei au luat parte chimişti, petrografi, geologi şi biologi care lucrează în domeniul combustibililor fosili. Referatele prezentate au arătat caracterul metafizic al teoriilor şi ipotezelor asupra originii cărbunilor fosili, enunţate de Duparque, Mc. Kenzie-Taylor, Fischer, Schrader şi alţii, care privesc mecanic procesul formării cărbunilor, fără a ţine seama de influenţa factorilor naturali. Călăuziţi de metoda dialectică marxistă, savanţii sovietici au arătat că la formarea cărbunilor contribuie întreg complexul substanţelor care formează plantele, iar proprietăţile combustibililor solizi fosili depind de totalitatea factorilor genetici.

Referatele prezentate au cuprins următoarele domenii:

a) Studiul condiţiilor de acumulare şi transformare a materialului organic;
b) Studiul geologic al zăcămintelor;
c) Compoziţia şi proprietăţile combustibililor solizi fosili;
d) Studiul structurii chimico-coloidale;
e) Studiul fizico-chimic al structurii cărbunilor;
f) Studiul compoziţiei şi proprietăţilor şisturilor combustibile.

Conferinţa a indicat liniile pe care trebuie să se îndrepte activitatea ştiinţifică pentru cunoaşterea genezei şi chimiei combustibililor solizi fosili, subliniind faptul că numai o activitate în colectiv, a tuturor specialiştilor de mai sus, este calea raţională a rezolvării cu succes a problemelor.

Dată fiind importanţa lucrărilor, ele au fost publicate în anul 1953 în Editura Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. Pentru o mai largă cunoaştere a cercetărilor care au servit drept bază pentru stabilirea noilor orientări este necesară redarea sumarului referatelor prezentate, care sînt următoarele:

N. M. Karavaev, *Despre studiul actual al ştiinţei asupra chimiei şi originii combustibililor solizi fosili.*

I. I. Ammosov, *Cauzele principale ale compoziţiei neuniforme şi ale proprietăţilor cărbunilor fosili.*

I. A. Jemciujnikov, *Două stadii în formarea cărbunilor fosili şi exprimarea lor petrografică.*

V. E. Rakovski, *Teorii şi lucrări în domeniul originii turbelor.*

N. G. Titov, *Stadiul actual al ştiinţei asupra originii cărbunilor fosili.*

L. L. Nesterenko, *Ideile de bază şi metodele de cercetare ale chimiei şi fizico-chimiei cărbunilor.*

F. F. Bai-Balaev, *Legea în formarea depunerilor carbonifere.*

V. V. Stanov, *Metamorfismul cărbunilor.*

M. M. Lifşiţ, *Principiul clasificării genetice a cărbunilor la alcătuirea hărţii geologo-chimice a bazinului Donbas.*

---

*) *Himia i genezis tverdih goriucih iskopaemîh* Trudî *pervovo vsesoiuznovo sovesania 1950 g.* Izd. Akad. Nauk SSSR, Moscova, 1953.

E. I. Zaiţeva, *Aplicarea clasificării genetice a cărbunilor, pentru alcătuirea hărţi geologo-chimice a bazinului Doneţ.*

B. A. Onusaitis, *Structura coloidă a huilelor.*

V. I. Zabavin, *Despre caracterul macromolecular al substanţei organice a huilelor.*

T. A. Kuharenko, *Hidrogenarea primară a huilelor, ca metodă de cunoaştere şi schimbare a naturii lor.*

A. I. Hrisanfova, *Stadiul primar al procesului oxidării huilelor.*

V. F. Oresko, *Asupra problemei oxidării cărbunilor fosili.*

G. V. Haritonov, *Mecanismul oxidării cărbunilor.*

E. A. Terpogosova, *Temperatura de inflamabilitate a cărbunilor, ca indicator asupra tendinţei lor spre autoaprindere.*

G. L. Orleanskaia, *Oxidarea la temperatură joasă, ca factor al autoaprinderii cărbunilor.*

I. L. Ettinger, *Dependenţa vitezei de absorbţie a cărbunilor fosili, de gradul metamorfozării lor.*

A. Z. Iurovski, *Cîteva principii ale teoriei originii sulfului în huile.*

L. M. Maier, *Componenţii petrografici ai huilelor şi însemnătatea lor pentru prelucrarea tehnologică.*

K. I. Sîskov, *Natura cărbunelui şi proprietăţile combustibilului pentru furnal.*

B. K. Klimov, *Aplicarea analizei fizico-chimice a cercetării termografice, la studiul cărbunilor.*

E. M. Taiţ, *Despre cercetarea proprietăţilor fizico-mecanice ale huilelor şi cocsurilor.*

S. I. Pancienko, *Procesele descompunerii huilelor la încălzire şi oxidare.*

P. F. Volodin, *Despre mecanismul transformării termice a masei organice a huilelor.*

M. E. Popova şi K. S. Permitina, *Metoda petrografică de evaluare a aglutinării cărbunelui.*

E. I. Zolotorevskaia, *Cercetarea la microscopul electronic a structurii fine a huilelor.*

I. I. Ammosov, *Separarea prin lichide grele, ca metodă de caracterizare a cărbunilor fosili.*

A. V. Piciughin, *Imbibarea cu apă şi substanţe minerale a zăcămintelor de turbă.*

K. N. Tiuremnov, *Morfologia proceselor formării turbelor.*

E. V. Kordratiev, *Rolul complexului carbohidrat vegetal, în procesul formării cărbunelui.*

S. S. Dragunov, *Geneza şi structura acizilor humici.*

T. A. Kuharenko, *Cercetarea în domeniul acizilor humici ai cărbunilor în diferite stadii de formare ale cărbunilor.*

I. M. Kurbatov, *Rolul ligninei şi proteinelor în formarea substanţelor humice ale turbei.*

V. E. Rakovski, *Compoziţia substanţei organice a apelor din zăcămintele de turbă.*

N. G. Titov, *Particularităţile condiţiilor formării turbelor şi cărbunilor bruni pămîntoşi.*

V. E. Rakovski şi M. M. Juravleva, *Cercetarea turbelor scufundate.*

P. K. Kogherman, *Kerogenul şisturilor ca substanţă macro-moleculară şi origina şisturilor.*

N. M. Karavaev şi I. M. Vener, *Despre bitumul şistului de Gdovsk.*

S. J. Kuzneţov, *Rolul microorganismelor în formarea sedimentelor sapropelice.*

E. A. Vinogradova, *Caracterul mineralogic al cîtorva tipuri de sedimente sapropelice.*

N. H. Platonov, *Petrografia cărbunilor cu multă cenuşă a şisturilor combustibile.*

Concluziile Conferinţei au fost rezumate în rezoluţia Conferinţei Unionale asupra chimiei şi genezei combustibililor solizi fosili, redată integral în cele ce urmează.

REZOLUŢIA CONFERINŢEI UNIONALE ASUPRA CHIMIEI ŞI GENEZEI COMBUSTIBILILOR SOLIZI FOSILI

1. Ştiinţa sovietică asupra combustibililor solizi fosili a înregistrat o mare realizare în domeniul studiului şi folosirii industriale a cărbunilor, turbei şi şisturilor. În special trebuie să menţionăm lucrările referitoare la relevarea principalilor factori de formare a cărbunilor şi interdependenţa acestor factori, precum şi lucrările referitoare la alcătuirea hărţilor geologo-chimice de prognoză a cărbunilor elaborate pentru prima dată în U.R.S.S. Numeroase lucrări au fost efectuate în vederea studiului originii combustibililor solizi fosili, lucrări care permit

stabilirea caracterului pseudoştiinţific al unei serii de ipoteze şi teorii răspîndite în străinătate. Organizarea pe o scară largă a unor lucrări avînd ca scop lărgirea bazei de materii prime, pentru industria cocso-chimică a permis elaborarea unor metode noi în rezolvarea problemei privitoare la compoziţia şarjei de cărbune, destinată obţinerii de cocs metalurgic. Marile realizări în studiul tipurilor petrografice şi a proprietăţilor lor tehnologice au dus la stabilirea unor metode corespunzătoare studiului compoziţiei şi genezei combustibililor solizi fosili.

Savanţii sovietici dezvoltă o nouă orientare în ceea ce priveşte studiul reacţiilor posibile, de sinteză, care au loc în condiţii apropiate de cele naturale.

Cercetările multilaterale, efectuate de savanţii sovietici arată rolul important al părţii minerale a combustibililor în formarea zăcămintelor de turbă cu o compoziţie chimică determinată.

Lucrările referitoare la studiul acumulării substanţei organice în natură şi la primele lor faze de transformare a dat un material preţios, care a lărgit şi aprofundat în mare măsură cunoştinţele noastre în domeniul genezei combustibililor fosili în comparaţie cu cercetările de peste hotare.

Au fost enunţate o serie de legi asupra formării zăcămintelor de turbă.

S-a stabilit că proprietăţile combustibililor solizi fosili nu sînt determinate doar de particularităţile materialului iniţial, ele apar, se transformă şi dispar în stadiile de turbă, cărbune brun şi huilă, sub influenţa condiţiilor de acumulare, a gradului de inundare a zăcămintelor de turbă şi a caracterului chimic al mediului şi a metamorfismului. Clasificarea genetică sovietică a turbelor s-a adoptat în industrie. Pe baza ei se face clasificarea chimică sovietică a turbei. Ambele aceste clasificări permit să se dea o bază ştiinţifică atît cercetării căilor raţionale de folosire a turbei în industrie, cît şi exploatării zăcămintelor de turbă.

Lucrările executate asupra petrografiei şi studiului chimic al şisturilor precum şi teoriile descompunerilor termice au dat un material nou pentru considerarea şisturilor combustibile, ca substanţe macromoleculare.

2. Pînă în prezent în ştiinţa referitoare la originea combustibililor solizi fosili, la compoziţia şi structura lor, n-au fost complet lichidate curentele pseudoştiinţifice, care frînează dezvoltarea ei şi anume teoriile şi ipotezele lui Duparque, Mc. Kenzie-Taylor, Fischer şi Schrader, Stadnikov şi adepţii lor.

Aceste teorii consideră formarea cărbunelui ca un proces de acumulare a substanţelor vegetale rezistente din punct de vedere biochimic, neţinînd seamă de legătura reciprocă a fenomenelor şi a diferiţilor factori istorico-naturali. Huilele vitritice de pildă, sînt considerate de ei ca fiind un amestec de bitumen, substanţe humice şi substanţe sapropelice; fiecare din aceste substanţe, după concepţiile lui Fischer şi Stadnikov are structură şi proprietăţi diferite care se modifică puţin în timpul metamorfismului, iar corelaţia lor diferită determină în întregime proprietăţile tehnologice ale cărbunilor. Aceste concepţii nu ţin seamă de influenţa condiţiilor de transformare a substanţei vegetale iniţiale şi a formelor ulterioare ale combustibililor solizi fosili, asupra proprietăţilor lor fizico-chimice şi tehnologice.

Aceste concepţii s-au dovedit infructuoase pentru rezolvarea sarcinilor practice, pentru cunoaşterea naturii şi a proprietăţilor combustibililor fosili; de aceea ele trebuie să fie respinse de ştiinţa sovietică, pentru care baza de cunoaştere a naturii este metoda dialectică marxistă.

Oamenii de ştiinţă sovietici au stabilit că proprietăţile combustibililor fosili se determină prin totalitatea factorilor genetici, iar cauzele principale descoperite în prezent, sînt: materialul iniţial, condiţiile de acumulare, gradul de inundare al zăcămintelor de turbă, caracterul chimic al mediului şi metamorfismul.

În formarea combustibililor fosili, participă nu numai lignina sau alte substanţe rezistente din punct de vedere biochimic, dar şi întregul complex de substanţe care intră în compoziţia plantelor.

La cercetarea de către oamenii de ştiinţă sovietici a turbelor de diferite vîrste (inclusiv cele scufundate) s-a stabilit că ultimele conţin, în afară de acizi humici, carbohidraţi şi lignină, proprii plantelor.

Studierea diferitelor procese care au loc în zăcămintele de turbă, a arătat că majoritatea stadiilor de formare a cărbunelui din schema Fischer-Schrader şi ale altora, n-au fost suficient de justificate prin experienţă şi se prezintă mai ales ca rezultat al unor consideraţii generale.

3. Conferinţa constată că ipotezele existente referitoare la procesele chimice, biologice şi geologice care condiţionează formarea zăcămintelor de combustibili solizi fosili, neţinînd seamă de marile realizări obţinute în studiul compoziţiei chimice a combustibililor solizi şi a originii lor, sînt contradictorii şi nu sînt încă suficient justificate.

Astfel, de pildă, s-a studiat numai o mică parte din masa organică a combustibililor solizi fosili; aproape că nu sînt studiate procesele care condiţionează trecerea substanţei combustibililor solizi fosili dintr-un stadiu, în cel următor.

Conferinţa remarcă volumul limitat de lucrări în domeniul studiului proceselor microbiologice, care au loc în timpul formării combustibililor solizi fosili, procese care au o mare însemnătate şi consideră necesară dezvoltarea acestor lucrări în timpul cel mai scurt posibil.

4. Metodele de studiu ale originii combustibililor solizi fosili, prin stabilirea unei analogii între structura chimică a substanţei plantelor şi compoziţia chimică a combustibililor solizi fără considerarea proceselor de sinteză inevitabile, sînt nejuste necorespunzînd realităţii.

5. Pentru cunoaşterea genezei combustibililor solizi fosili şi înţelegerea cauzelor care condiţionează compoziţia şi proprietăţile lor, pentru întocmirea unei clasificări ştiinţifice a cărbunilor şi determinarea unei orientări optime în folosirea lor industrială este necesar a se ţine seamă de condiţiile de acumulare şi de transformare a materialului organic, de geologia zăcămintelor, de compoziţia şi proprietăţile combustibililor fosili, de structura lor coloidalo-chimică şi particularităţile stării fizice în interdependenţa şi condiţionarea lor, ca un întreg.

Pentru aceasta, este necesar a folosi diferite metode de cercetare, de a verifica şi compara rezultatele observaţiilor, de a nu ne limita numai la cercetarea chimică, petrografică sau geologică şi a nu examina geneza combustibililor fosili din punctul de vedere al unor idei preconcepute. Această cale este chezăşia succesului în rezolvarea ştiinţifică a problemelor care apar la studiul genezei cărbunilor, este calea care eliberează de subiectivism, de transformare a acestei ştiinţe într-o îngrămădire de erori şi de eventualităţi care au existat de multe ori în istoria dezvoltării concepţiilor referitoare la geneza combustibililor solizi fosili şi la căile folosirii lor.

Conferinţa arată că numai o aplicare complexă a cunoştinţelor noastre în domeniul chimiei, biologiei, fizicii, geologiei şi petrografiei cărbunilor în studiul combustibililor solizi fosili, ne apropie de o cunoaştere reală a genezei, compoziţiei şi proprietăţilor lor. Toate problemele teoretice ale studiului principalelor proprietăţi ale combustibililor solizi fosili şi ale folosirii lor industriale raţionale, trebuie să se rezolve prin eforturile colective coordonate, ale colaboratorilor tuturor specialităţilor sus menţionate.

6. Este necesar a se revizui volumul şi metodele de cercetare ale combustibililor solizi fosili care nu satisfac cerinţele actuale ale caracteristicilor compoziţiei şi proprietăţilor lor pentru determinarea orientării lor, spre folosirea cea mai raţională în industrie. În legătură cu aceasta, trebuie să fie elaborate noi metode ştiinţifice de cercetare.

7. Efectuarea lucrărilor de cercetare trebuie legată şi mai strîns de cerinţele economiei naţionale; rezultatele lucrărilor de cercetări ştiinţifice, să fie introduse mai repede şi cu mai multă hotărîre în industrie.

8. La întocmirea clasificării genetice a combustibililor solizi fosili, este necesar de a ţine seamă de factorii principali care influenţează asupra compoziţiei şi proprietăţilor lor; materialul iniţial, condiţiile de acumulare, condiţiile de transformare, diageneză şi metamorfism.

Elaborarea unei clasificări generale ştiinţifico-industriale a combustibililor solizi fosili, din Uniunea Sovietică şi a diferitelor clasificări regionale (pe bazine) apare ca una din sarcinile actuale şi are importanţă primordială pentru dezvoltarea diferitelor ramuri ale industriei.

În legătură cu clasificarea, o importanţă deosebită o are studiul aprofundat al cauzelor care condiţionează diferitele proprietăţi ale cărbunilor, de pildă: capacitatea de aglutinare a cărbunilor identici, după compoziţia petrografică şi stadiul de metamorfism.

Studierea detaliată a acestor probleme, trebuie să se facă folosind diferitele metode moderne de cercetare.

9. Conferinţa arată importanţa şi necesitatea continuării lucrărilor de cercetare, în ceea ce priveşte elaborarea unei metode raţionale de laborator şi metode industriale, de separare a huilelor în componenţii petrografici, întrucît de o rezolvare cu succes a acestei probleme, depinde foarte mult succesul cunoaşterii structurii huilelor, şi o folosire mai raţională a lor în industrii.

10. Ţinînd seamă de existenţa pe teritoriul U.R.S.S. a unor combustibili fosili cu mare conţinut de cenuşă, este necesar să se acorde o mare atenţie studiului şi folosirii lor generale în industrie. Actualmente, această problemă nu se studiază în suficientă măsură, atît în domeniul genezei, cît şi în domeniul tehnologiei de nici o organizaţie de cercetări ştiinţifice din U.R.S.S.

Ţinînd seamă de marea importanţă economică a folosirii combustibilului local, Conferinţa, consideră necesar să se dezvolte aceste lucrări, în institutele de cercetări ştiinţifice pe ramuri de producţie şi laboratoare.

Este necesar de asemenea să se acorde mai multă atenţie cercetărilor mineralogice şi petrografice a părţii minerale a combustibililor fosili.

11. Conferinţa arată că în unele institute de cercetări nu se studiază în mod suficient problemele genezei şi compoziţiei cărbunilor sapropelici şi micşti şi exprimă dorinţa ca aceste probleme să fie lămurite mai pe larg la Conferinţa următoare.

12. Conferinţa consideră că cercetările în domeniul mecanismului descompunerii termice a combustibilului, ca metodă de cunoaştere a compoziţiei structurii combustibilului solid,

ocupă un loc neînsemnat în tematica institutelor de cercetări științifice și recomandă să se intensifice aceste lucrări, atît în institutele Academiei de științe a U.R.S.S. cît și în institutele ministerelor.

13. Producția utilajelor și a aparaturii pentru executarea cercetărilor petrografice, nu satisface cerințele institutelor de cercetări științifice și ale organizațiilor de prospecțiuni geologice.

14. Este necesar ca în cel mai scurt timp să se revizuiască planurile de învățămînt, manualele și materialele școlare, referitoare la chimia și geneza combustibililor solizi fosili și să se ia măsuri pentru scrierea și tipărirea îndreptarelor cu atragerea specialiștilor eminenți în acest domeniu din Institutul de combustibili fosili al Academiei de științe a U.R.S.S. și din Ministerul Învățămîntului Superior. În afară de aceasta, Conferința consideră cu totul nejust faptul că în planurile de învățămînt ale diferitelor institute superioare de geologie, de mine și energetice, lipsesc cursuri de petrografia cărbunilor, precum și de chimia și geneza combustibilului, ceea ce răpește posibilitatea de a pregăti specialiști valoroși.

15. Actualmente lipsește o revistă științifico-tehnică, care să reflecte lucrările referitoare la geneza, chimia și prelucrarea combustibililor solizi fosili. Articolele referitoare la aceste probleme sînt răspîndite în diferite reviste. Conferința arată necesitatea urgentă de creare a unei asemenea reviste științifico-tehnice.

16. Conferința consideră necesar, elaborarea unei nomenclaturi a indicilor caracteristici combustibililor solizi fosili, elaborarea și unificarea metodelor pentru cercetările de laborator și acele ale analizei industriale, precum și a metodelor rapide care trebuie să fie folosite pentru caracterizarea proprietăților cărbunilor și întocmirea clasificării lor, cu dezbaterea acestor metode la o conferință specială.

17. Termenii folosiți pentru studiul genezei și chimiei cărbunilor trebuie să fie revizuiți. Deseori aceiași termeni au conținut diferit și invers, termeni diferiți se utilizează pentru același conținut (în carbonizare, metamorfism, vîrstă chimică). În afară de aceasta, prin termeni diferiți se notează caracteristici identice (randamentul de gudron, randamentul de catran).

Să se ceară Prezidiului Academiei de științe a U.R.S.S. să se introducă în planul de lucru al Comitetului pentru terminologia tehnică elaborarea unei terminologii unice pentru chimia și tehnologia cărbunilor.

18. Conferința consideră necesar de a intensifica contactul dintre institutele pe ramuri de producție, cu Institutul de combustibili fosili al Academiei de științe a U.R.S.S. pentru, care fapt este necesar să se studieze în Sovietul Științific al Institutului de combustibili fosili al Academiei de științe a U.R.S.S. modul de orientare al lucrărilor de cercetări științifice mai importante, care sînt făcute în institutele pe ramuri de producție precum și organizarea unor consultări ale Institutului de combustibili fosili al Academiei de Științe a U.R.S.S. pentru instituții, institute de învățămînt superior și pentru laboratoarele Academiilor de științe din Republicile Unionale, în procesul de executare al lucrărilor.

Conferința consideră necesar să se creeze un centru unional pentru coordonarea și organizarea lucrărilor de cercetare complexă, pe lîngă Institutul de combustibili fosili al Academiei de Științe a U.R.S.S.

19. Pentru popularizarea ideilor noi, în ceea ce privește geneza și chimia combustibililor fosili, să se ceară Prezidiului Academiei de științe a U.R.S.S. să editeze lucrările Conferinței.

Conferința consideră necesar să popularizeze prin toate mijloacele rezultatele și hotărîrile luate la Conferință, printre colaboratorii institutelor de învățămînt superior, laboratoarelor și institutelor de cercetări științifice și ai organizațiilor de prospecțiuni geologice, minelor și uzinelor, pentru care lucru activiștii organizațiilor conducătoare reprezentate la această conferință vor duce o largă muncă de propagandă a noilor idei asupra genezei și chimiei combustibililor solizi fosili și a rezoluției Conferinței prin organizarea de referate, cursuri și comunicări la locurile lor.

20. Conferința Unională cu privire la problemele de chimie și geneză a combustibililor solizi fosili, organizată de Academia de științe a U.R.S.S., de Societatea Unională de chimie « D. I. Mendeleev » prezintă o mare importanță pentru opinia publică științifică a țării.

Conferința a totalizat succesele științifice nu numai ale institutelor Academiei de Științe, ci și ale organizațiilor de cercetare științifică ale diferitelor departamente, a permis să se schițeze problemele și orientarea lucrărilor ulterioare. La Conferință s-au adunat chimiști, petrografi-specialiști în cărbuni, geologi și biologi care lucrează la studiul combustibililor solizi fosili.

Adunarea acestora nu a fost formală, ci reală; așa cum au arătat rapoartele și discuțiile, singurul drum just în studiul combustibililor solizi fosili este cercetarea complexă și munca în comun a geologilor, petrografilor-specialiști în cărbuni, chimiștilor, fizicienilor și biologilor. Prin aceasta se va ajunge la o cunoaștere adîncă și largă a substanței cărbunelui și se vor deschide noi posibilități de schimbare a însușirilor lui în direcțiile necesităților economiei naționale.

Participanții la Conferință își exprimă dorința de a se convoca conferințe asemănătoare, cel puțin odată la doi ani.

I. B. și I. N.

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POŞTALE,
PRIN FACTORII POŞTALI ŞI DIFUZORII VOLUNTARI
DIN ÎNTREPRINDERI ŞI INSTITUŢII

INTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ Nr. 4
BUCUREŞTI

c. 517.

Lei 5.—

F 923
REFERÁLVA

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICA

Institut...

3-4

ANUL V

IULIE-DECEMBRIE 1955

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

3-4

ANUL V

IULIE-DECEMBRIE 1955

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU – redactor responsabil; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. APETREI, G. BĂRĂNESCU.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul V, nr. 3–4 Iulie–decembrie 1955

SUMAR

TERMOTEHNICĂ Pag.

V. GHIA, Înlăturarea suprasolicitării termice a recuperatoarelor folosite la cuptoare, prin utilizarea răcirii cu aer şi cu gaze recirculate 255

I. SAPHIER şi P. IOANID, Posibilitatea obţinerii de energie mecanică, căldură şi frig cu ajutorul unei turbine de trecere, prin utilizarea presiunii naturale a gazului metan 267

PAUL IOANID, Asupra utilizării presiunii naturale a gazului metan în scopuri frigorifice şi energetice în aparate fixe 287

C. I. STAICU, Analiza dimensională. Convecţia staţionară în circulaţia liberă 317

G. BĂRĂNESCU, Extinderea valabilităţii ecuaţiei $pV^{\varkappa} = \text{const.}$ 331

ENERGETICĂ GENERALĂ

IGNAT I. SAPHIER, Caracteristicile energetice ale producţiei industriale..... 335

ALEXANDRU SMUC şi MARTIN WEISS, Sistem de indici pentru electrificare agricolă şi rurală 359

MAŞINI TERMICE

G. BĂRĂNESCU, Determinarea momentelor optime de comandă a supapelor motoarelor cu ardere internă 381

ELECTROTEHNICĂ

F. MANEA, Funcţionarea staţionară simetrică a maşinii sincrone în domeniul saturat 395

F. MANEA, Studiul comparativ al unei noi căi de apreciere a stabilităţii statice a sistemelor electrice 423

P. DIMO, E. ARIE, F. MANEA şi S. IONESCU, Verificări experimentale şi precizări în problema supratensiunilor prelungite constatate la reţelele de înaltă tensiune cu neutrul izolat 435

M. MARINESCU şi M. POPOV, Asupra condiţiilor de « minimum de greutate » a maşinilor parametrice 467

AUREL AVRAMESCU, Încălzirea adiabatică a conductorilor din cupru, aluminiu şi argint 477

CESAR PARTENI ANTONI, Studiu comparativ pentru producerea curentului continuu de mare intensitate 489

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

Pag.

CESAR PARTENI ANTONI și NICULAE ȘTEFĂNESCU, Comportarea motorului de curent continuu cu excitație independentă la alimentare cu o tensiune mărită 507

C. BUDEANU, Metode de calcul în regim de curenți nesinusoidali 531

ION S. ANTONIU, Funcționarea wattmetrelor electrodinamice în regim deformant 547

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM, H. MANDEL și D. MAFTEI, Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota III. Cercetarea acțiunii desulfurante a unor gaze în procesul de cocsificare a cărbunilor din Valea Jiului 565

NOTE 575

RECENZII 583

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R. 591

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том V, № 3—4 Июль—декабрь 1955

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

ТЕРМОТЕХНИКА

В. ГИА, Устранение перегрева рекуператоров заводских печей путем их воздушного охлаждения и охлаждения рециркулировавшими газами 255

И. САФИР и П. ИОАНИД, Возможность выработки механической энергии, теплоты и холода при помощи пропускной турбины путем использования естественного давления газа метана..... 267

П. ИОАНИД, Использование естественного давления газа метана в стационарных охладительных и энергетических установках.... 287

К. И. СТАЙКУ, Размерный анализ. Стационарная конвекция при свободной циркуляции 317

Г. БЭРЭНЕСКУ, Расширение применимости уравнения $pV^{\varkappa} = \text{const.}$ .. 331

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА

И. И. САФИР, Энергетические характеристики промышленного производства 335

А. СМУК и М. ВЕЙС, Система показателей для сельскохозяйственной и сельской электрификации 359

ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

Г. БЭРЭНЕСКУ, Определение оптимальных моментов приведения в действие клапанов моторов внутреннего сгорания..... 381

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Ф. МАНЯ, Симметричная стационарная работа синхронной машины в области насыщения 395

Ф. МАНЯ, Новый метод определения статической устойчивости электрических систем 423

П. ДИМО, Е. АРИЕ, Ф. МАНЯ и С. ИОНЕСКУ, Экспериментальные проверки и уточнения в вопросе длительных перенапряжений в сетях высокого напряжения с изолированной нейтральной жилой 435

М. МАРИНЕСКУ и М. ПОПОВ, Об условиях достижения минимального веса параметральных механизмов 467

А. АВРАМЕСКУ, Адиабатический нагрев медных, алюминиевых и серебряных проводов 477

Ц. ПАРТЕНИ-АНТОНИ, Сравнительное исследование в связи с выработкой постоянного тока большой силы 489

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

Стр.

Ц. ПАРТЕНИ-АНТОНИ и Н. ШТЕФЭНЕСКУ, Состояние двигателя постоянного тока с независимым возбуждением при питании током повышенного напряжения 507

К. БУДЯНУ, Методы расчета при режиме несинусоидальных токов 531

И. С. АНТОНИУ, Функционирование электродинамических ваттметров при искажающем режиме 547

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛУМ, Х. МАНДЕЛЬ и Д. МАФТЕЙ, Опыт обессеривания коксующегося угля в РНР. Сообщение III. Исследование обессеривающего действия некоторых газов в процессе коксования угля в Валя Жиулуй 565

ЗАМЕТКИ 575

РЕЦЕНЗИИ 583

В ИНСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ АКАДЕМИИ РНР 591

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome V, nos 3—4 Juillet—décembre 1955

SOMMAIRE

THERMOTECHNIQUE Page

V. GHIA, L'élimination de la sursollicitation thermique des récupérateurs employés pour les fours, au moyen du refroidissement à l'air et par recirculation de gaz 255

I. SAPHIER et P. IOANID, La possibilité d'obtenir l'énergie mécanique, la chaleur et le froid, à l'aide d'une turbine de passage, en utilisant la pression naturelle du gaz méthane 267

PAUL IOANID, Sur l'utilisation de la pression naturelle du gaz méthane aux fins frigorifiques et énergétiques dans les appareils fixes 287

C. I. STAICU, L'analyse dimensionnelle. La convection stationnaire dans la circulation libre 317

G. BĂRĂNESCU, L'extension de la valabilité de l'équation $pV^x = \text{Const.}$ 331

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

IGNAT I. SAPHIER, Les caractéristiques énergétiques de la production industrielle 335

ALEXANDRU SMUC et MARTIN WEISS, Système d'indices pour l'électrification agricole et rurale 359

MACHINES THERMIQUES

G. BĂRĂNESCU, La détermination des moments optimes de commande des soupapes des moteurs à combustion interne 381

ÉLECTROTECHNIQUE

F. MANEA, Le fonctionnement stationnaire symétrique de la machine synchrone dans le domaine saturé 395

F. MANEA, Étude comparée d'une nouvelle voie de détermination de la stabilité statique des systèmes électriques 423

P. DIMO, E. ARIE, F. MANEA et S. IONESCU, Vérifications expérimentales et précisions dans le problème des surtensions prolongées, constatées dans les réseaux de haute tension au neutre isolé..... 435

M. MARINESCU et M. POPOV, Les conditions du « minimum de poids » des machines paramétriques 467

AUREL AVRAMESCU, L'échauffement adiabatique des conducteurs en cuivre, aluminium et argent 477

CESAR PARTENI ANTONI, Étude comparée sur la production du courant continu de grande intensité 489

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

Page

CESAR PARTENI ANTONI et NICULAE ŞTEFĂNESCU, Le fonctionnement d'un moteur à courant continu avec excitation indépendante quand on augmente la tension d'alimentation 507

C. BUDEANU, Méthodes de calcul dans le cas des courants non sinusoïdaux.. 531

ION S. ANTONIU, Le fonctionnement des wattmètres électrodynamiques en régime déformant 547

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, H. MANDEL et D. MAFTEI, Essais de désulfuration du charbon cokéfiable de la République Populaire Roumaine. Note III. Recherches sur l'action désulfurante de certains gaz pendant le processus de cokéfaction des charbons de la Valea Jiului 565

NOTES 575

COMPTES RENDUS 583

L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE..... 591

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

TERMOTEHNICĂ

ÎNLĂTURAREA SUPRASOLICITĂRII TERMICE A RECUPERATOARELOR FOLOSITE LA CUPTOARE, PRIN UTILIZAREA RĂCIRII CU AER ŞI CU GAZE RECIRCULATE *)

DE

V. GHIA

GENERALITĂŢI

Preîncălzirea aerului de ardere este un procedeu utilizat curent la cuptoare, în scopul recuperării unei părţi din căldura evacuată odată cu produsele de ardere. După cum se ştie, preîncălzind aerul**) de ardere, se urmăreşte ridicarea randamentului termic şi a temperaturii în spaţiul de ardere al cuptorului, sau numai mărimea randamentului termic.

În afară de acest caz, unele cuptoare de uscat utilizează aerul preîncălzit pentru realizarea unui anumit proces tehnologic. La acestea, de cele mai multe ori, produsele de ardere sînt obţinute într-un focar construit special numai pentru acest scop. La o serie de cuptoare, temperatura produselor de ardere evacuate din spaţiul de lucru este superioară temperaturii de 1 000°. Utilizarea căldurii sensibile a gazelor, în scopul preîncălzirii aerului de ardere în recuperatoare metalice, este limitată de rezistenţa la temperaturi ridicate a materialelor ce se folosesc la construcţia acestora.

Oţelurile şi fontele refractare rezistente la temperaturi ridicate sînt scumpe, astfel încît în cazurile curente, la care nu se impun temperaturi de preîncălzire ridicate, se foloseşte oţelul carbon normal sau fonta obişnuită. Primul material suportă la mers de regim în bune condiţii temperaturi în jurul a 500°C, iar cel de al doilea material temperaturi de ~ 600°C. Se impune astfel necesitatea de a utiliza un mijloc de protejare a materialelor din care sînt construite recuperatoarele.

Pentru a evita supraîncălzirea elementelor recuperatorului şi deci distrugerea lor rapidă, astăzi se utilizează, în majoritatea cazurilor, diluarea cu aer rece a produselor de ardere, la intrarea în recuperator.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 24 iunie 1955.

**) Dacă se utilizează combustibil gazos, este favorabil să se preîncălzească şi combustibilul, mai ales dacă acesta are o putere calorifică redusă.

Este de remarcat faptul că în cazul cuptoarelor de uscat avînd recuperatoare cu focare independente, răcirea produselor de ardere apare ca o necesitate dictată pe de o parte de protejarea elementelor recuperatoarelor, iar pe de altă parte de cerințele proceselor tehnologice, în care scop este folosit aerul cald.

Răcirea cu aer a produselor de ardere trebuie folosită judicios. Astfel, dacă arderea a avut loc incomplet în focar, prin introducerea aerului înaintea intrării gazelor în recuperator, se produce o completare a arderii combustibilului, obținîndu-se un rezultat contrar celui urmărit, deoarece temperatura produselor de ardere va crește în loc să scadă.

De asemenea va trebui să se urmărească producerea unui amestec intim între produsele de ardere și aerul de răcire.

În caz contrar, nu va avea loc o răcire apreciabilă a gazelor în toată secțiunea canalului de evacuare.

Pentru această situație, din cauza dilatării inegale vor lua naștere tensiuni considerabile în elementele recuperatorului, ceea ce va provoca distrugerea lor rapidă.

Din punctul de vedere al eficienței recuperării căldurii din produsele de ardere, răcirea cu aer nu este favorabilă, deoarece aerul de răcire se introduce la temperatura ambiantă, care este inferioară temperaturii la care este evacuat din recuperator. Astfel, aerul de răcire elimină din instalație o cantitate de căldură corespunzătoare diferenței de entalpie între temperatura la care este evacuat din recuperator și temperatura ambiantă.

Reducerea temperaturii produselor de ardere evacuate din focar, pînă la valoarea optimă admisă de materialul recuperatorului, se poate face și cu gaze de ardere evacuate din recuperator, deoarece acestea au o temperatură inferioară temperaturii produselor de ardere.

Răcirea prin recircularea produselor de ardere este avantajoasă, deoarece gazele recirculate sînt introduse înaintea recuperatorului, avînd aceeași temperatură ca la evacuarea din recuperator. Astfel întreaga cantitate de căldură cedată prin răcire, de produsele de ardere, gazelor recirculate, este utilizată, ea servind la preîncălzirea aerului vehiculat prin recuperator.

Acest procedeu elimină în bună parte și celelelate dezavantaje ale răcirii cu aer, iar în plus mai produce o activare a transmisiei căldurii prin convecție, datorită măririi vitezei de scurgere a gazelor prin recuperator, ca o consecință a sporirii debitului lor. În cele ce urmează se va arăta modul în care se poate studia cu ajutorul diagramei i, t, răcirea cu aer și cu gaze recirculate. Rezultatele obținute prin metodele prezentate servesc la dimensionarea judicioasă a sistemului de alimentare cu aer sau gaze recirculate, putîndu-se trage concluzii asupra eficacității aplicării răcirii prin recirculare în cazul recuperatoarelor cu focar independent.

1. STUDIUL RĂCIRII CU AER ȘI GAZE RECIRCULATE

1. 1. Notații utilizate

α = coeficientul de exces de aer;
t_a = temperatura mediului ambiant, (°C);
t_{ge} = temperatura gazelor de ardere la evacuarea din focar, (°C);
t_{ga} = temperatura gazelor de ardere la limita admisă de calitatea materialului de construcție a elementelor recuperatorului, (°C);

t_{er} = temperatura gazelor de ardere la evacuarea din recuperator, (°C);

V_a = cantitatea de aer aspirată pentru răcirea a 1 Nm³ gaze de ardere între temperaturile t_{ge} şi t_{ga}, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

V_{gr} = cantitatea de gaze recirculate pentru răcirea a 1 Nm³ gaze de ardere între temperaturile t_{ge} şi t_{ga}, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

V_{ga} *) = cantitatea de gaze de ardere obţinute prin arderea a 1 Nm³ de combustibil la un anumit coeficient de exces de aer α, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{ge} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura de evacuare din focar t_{ge}, $\left(\frac{\text{k cal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{ga} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura admisibilă t_{ga}, $\left(\frac{\text{k cal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{ger} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura de evacuare din recuperator t_{er}, $\left(\frac{\text{k cal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{ata} = entalpia specifică a aerului la temperatura ambiantă t_a ;

i_{aer} = entalpia specifică a aerului la temperatura de evacuare din recuperator t_{er}, $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{aga} = entalpia specifică a aerului la temperatura admisibilă t_{ga}, $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

ΔI_p = cantitatea de căldură absorbită de aerul preîncălzit de la 1 Nm³ gaze de ardere, în cazul răcirii cu aer, $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

ΔI_{pr} = cantitatea de căldură absorbită de aerul preîncălzit de la 1 Nm³ gaze de ardere, în cazul răcirii cu gaze recirculate, $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

η = randamentul termic al recuperatorului în cazul răcirii cu aer;

η_r = randamentul termic al recuperatorului în cazul răcirii cu gaze recirculate;

D_a = debitul orar de aer de răcire în starea normală **), $\left(\frac{\text{Nm}^3}{h}\right)$;

D_{gr} = debitul orar de gaze recirculate în stare normală, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}\right)$;

D'_a = debitul orar de aer de răcire la temperatura ambiantă pe care o are la intrarea în ventilator, $\left(\frac{\text{m}^3}{h}\right)$;

D'_{gr} = debitul orar de gaze recirculate la temperatura de evacuare din recuperator t_{er}, $\left(\frac{\text{m}^3}{\text{h}}\right)$;

B = consumul de combustibil orar în cazul răcirii cu aer, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{h}\right)$;

B_r = consumul de combustibil orar în cazul răcirii cu gaze recirculate, $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}\right)$;

Q = debitul de căldură orar necesar preîncălzirii aerului, $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{h}}\right)$;

Z = economia bruto de combustibil în procente, realizată prin utilizarea răcirii cu gaze recirculate, faţă de cazul răcirii cu aer la recuperatoarele cu focar independent.

1. 2. Răcirea cu aer

1. 2. 1. *Calculul cantităţii de aer de răcire*

Pentru un anumit combustibil şi un anumit coeficient de exces de aer α se poate trasa curba $i = f(t)$, ce precizează relaţia dintre entalpia specifică a gazelor de ardere şi temperatură (fig. 1).

*) V_{ga} se referă la cantitatea de gaze de ardere obţinute prin arderea a 1 Nm^3 de combustibil, dacă se utilizează combustibil gazos sau 1 kg, dacă se arde combustibil solid sau lichid.

**) Starea normală este caracterizată prin temperatura 0°C şi presiunea 760 mm coloană de mercur.

Răcirea a 1 Nm³ gaze de ardere între temperatura de evacuare din focar t_{ge} și temperatura admisibilă t_{ga}, se poate realiza prin absorbirea cantității de căldură

$$\Delta i_g = i_{ge} - i_{ga}$$

care este reprezentată în figura 1 prin segmentul *cd*.

Prin introducerea aerului rece, avînd temperatura ambiantă t_a, datorită amestecului cu gazele de ardere, își va ridica temperatura.

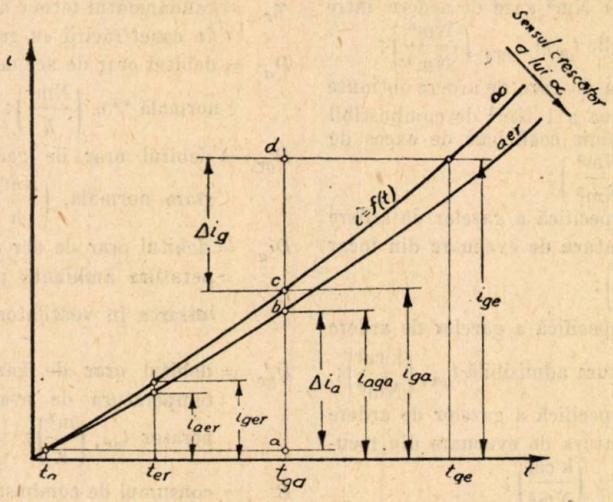


Fig. 1. — Determinarea cantităților de căldură Δi_g și Δi_a.

Problema care se pune constă în determinarea cantității de aer de răcire V_a ce trebuie amestecată cu 1 Nm³ gaze de ardere, astfel încît să se realizeze temperatura admisibilă t_{ga}.

Pentru a se încălzi de la temperatura ambiantă t_a pînă la temperatura admisibilă t_{ga}, 1 Nm³ de aer absoarbe cantitatea de căldură

$$\Delta i_a = i_{aga} - i_{ata}$$

reprezentată în figura 1 prin segmentul *ab*.

Pentru a se răci 1 Nm³ gaze de ardere între temperaturile t_{ge} și t_{ga}, este necesară cantitatea de aer V_a, care se încălzește între temperaturile t_a și t_{ga}, absorbind cantitatea de căldură $V_a \Delta i_a$.

Căldura $V_a \Delta i_a$ va trebui deci să fie egală cu cantitatea de căldură Δi_g, astfel că rezultă

$$V_a = \frac{\Delta i_g}{\Delta i_a} = \frac{cd}{ab}. \qquad (1)$$

1. 2. 2. *Randamentul termic al recuperatorului*

În cazul răcirii cu aer, cantitatea de gaze evacuate din recuperator va crește, deoarece la 1 Nm³ gaze de ardere se evacuează și cantitatea de aer V_a (fig. 2).

Aerul de răcire V_a fiind introdus la temperatura ambiantă t_a și evacuat din recuperator la temperatura $t_{er} > t_a$, reiese că va rămîne neutilizată cantitatea de căldură rezultată prin răcirea între temperaturile t_{er} și t_a

$$\Delta I_a = V_a\,(i_{aer} - i_{ata}). \qquad (2)$$

Pe baza fluxului termic din figura 3, ecuația de bilanț termic se poate scrie sub forma

$$i_{ger} + V_a \cdot i_{aer} + \Delta I_p = i_{ge} + V_a \cdot i_{ata} \; ^*) \tag{3}$$

de unde, ținînd seama de relația (2),

$$\Delta I_p = i_{ge} + V_a \cdot i_{ata} - i_{ger} - V_a \cdot i_{aer}$$

sau

$$\Delta I_p = i_{ge} - i_{ger} - \Delta I_a \,. \tag{4}$$

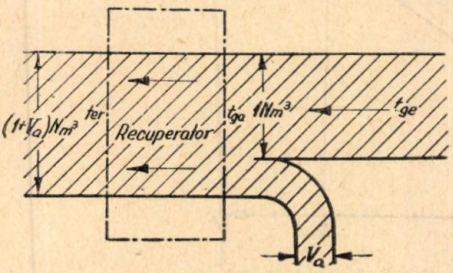


Fig. 2. — Schema circulației fluidelor gazoase prin recuperatorul răcit cu aer.

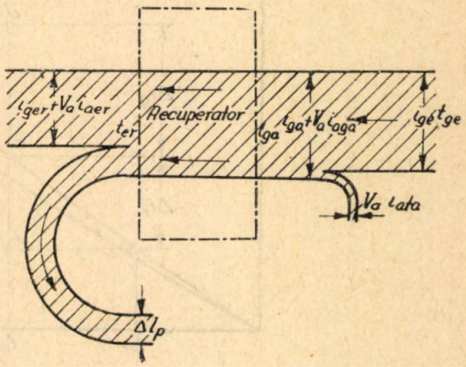


Fig. 3. — Fluxul termic trecînd prin recuperator în cazul răcirii cu aer.

Randamentul termic al recuperatorului în cazul răcirii cu aer este

$$\eta = \frac{\Delta I_p}{i_{ge}}, \tag{5}$$

sau ținînd seama de relația (4), se obține

$$\eta = 1 - \frac{i_{ger} + \Delta I_a}{i_{ge}} \tag{6}$$

unde

$$\Delta I_a = V_a \, (i_{aer} - i_{ata}) \,.$$

Din relația (6) se remarcă faptul că η este cu atît mai mare, cu cît temperatura de evacuare din recuperator t_{er} și cantitatea de aer de răcire V_a sînt mai reduse, iar temperatura de evacuare din focar t_{ge} este mai mare. Se observă că ultimele două condiții pentru realizarea unei anumite temperaturi admisibile t_{ga} sînt contradictorii, fapt care pune în evidență neeconomicitatea utilizării răcirii cu aer.

*) Se neglijează pierderile de căldură în mediul ambiant.

1.3. Răcirea cu gaze recirculate

1.3.1. *Calculul cantității de gaze recirculate*

Așa după cum s-a mai arătat, răcirea gazelor de ardere evacuate din focar de la temperatura t_{ge} pînă la temperatura admisibilă t_{ga} se poate face și cu gaze evacuate din recuperator, recirculîndu-le.

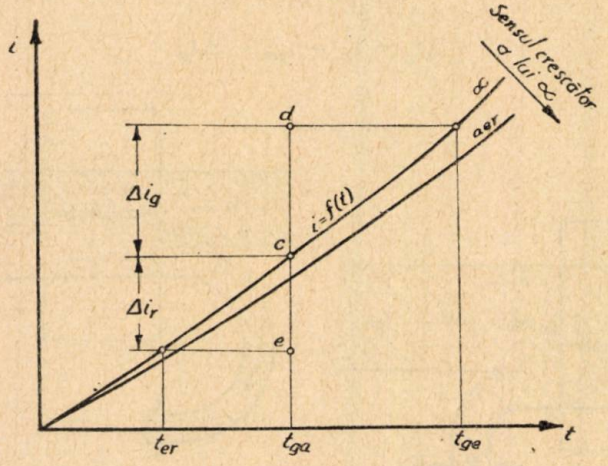


Fig. 4. — Determinarea cantității de căldură Δi_r.

Dacă gazele evacuate din recuperator au temperatura t_{er}, prin amestecul cu gazele de ardere evacuate din focar avînd temperatura t_{ge} va trebui să se obțină temperatura t_{ga}.

Prin răcirea între temperaturile t_{ge} și t_{ga}, 1 Nm^3 gaze rezultate din arderea combustibilului la coeficientul de exces de aer α va ceda cantitatea de căldură Δi_g.

Această cantitate de căldură va trebui să fie absorbită de gazele de ardere recirculate V_{gr} pentru a se încălzi între temperaturile t_{er} și t_{ga}, astfel fiind posibilă realizarea temperaturii admisibile pentru elementele recuperatorului.

Încălzind între temperaturile t_{er} și t_{ga}, 1 Nm^3 gaze de ardere, va trebui să i se cedeze cantitatea de căldură

$$\Delta i_r = i_{ga} - i_{ger},$$

care este reprezentată în figura 4 prin segmentul *ec*.

Pentru a se absorbi cantitatea de căldură Δi_g va trebui să se amestece cantitatea de gaze recirculate V_{gr} avînd temperatura t_{er}, cu 1 Nm^3 gaze de ardere avînd temperatura t_{ge}.

Deci se poate scrie

$$\Delta i_g = V_{gr} \cdot \Delta i_r = V_{gr} \cdot (i_{ga} - i_{ger}),$$

de unde

$$V_{gr} = \frac{\Delta i_g}{\Delta i_r} = \frac{cd}{ce}. \qquad (7)$$

1.3.2. *Randamentul termic al recuperatorului*

Prin utilizarea răcirii cu gaze recirculate se micşorează cantitatea de gaze evacuate din instalaţie, faţă de cazul răcirii cu aer, deoarece nu se mai foloseşte ca agent de răcire aerul.

Privind în ansamblu acest procedeu de lucru, situaţia se petrece similar, ca şi cum cantitatea de gaze recirculate ar parcurge un circuit închis (fig. 5), prin

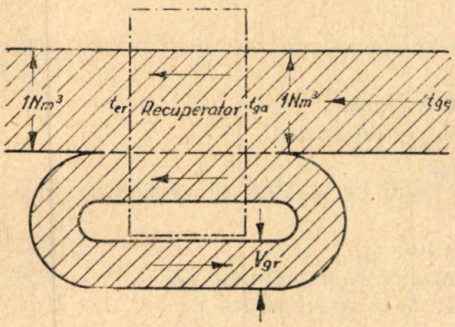


Fig. 5. — Schema circulaţiei fluidelor gazoase în recuperatorul răcit cu gaze recirculate.

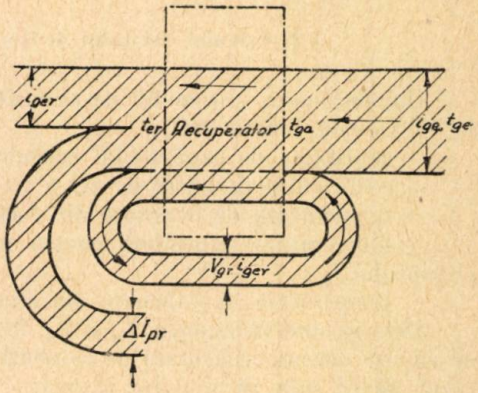


Fig. 6. — Fluxul termic trecînd prin recuperator în cazul răcirii cu gaze recirculate.

aceasta, cantitatea de gaze de ardere evacuată din recuperator fiind egală cu cea evacuată din focar.

Admiţînd că temperatura de evacuare din recuperator t_{er} are aceeaşi valoare ca în cazul răcirii cu aer *), căldura ΔI_{pr} absorbită de aerul preîncălzit în cazul utilizării recirculaţiei este mai mare decît căldura ΔI_p absorbită tot de aerul preîncălzit, atunci cînd se foloseşte ca agent de răcire aerul.

Diferenţa dintre aceste cantităţi de căldură este căldura necesară încălzirii cantităţii de aer V_a, de la temperatura ambiantă t_a la temperatura de evacuare din recuperator t_{er}.

Pe baza schemei fluxului termic din figura 6, ecuaţia de bilanţ termic se poate scrie sub forma

$$i_{ger} + \Delta I_{pr} + V_{gr} \cdot i_{ger} = i_{ge} + V_{gr} \cdot i_{ger} \tag{8}$$

de unde

$$\Delta I_{pr} = i_{ge} - i_{ger}. \tag{9}$$

Randamentul termic al recuperatorului în cazul răcirii cu gaze recirculate este

$$\eta_r = \frac{\Delta I_{pr}}{i_{ge}}, \tag{10}$$

*) Această ipoteză se face pentru a se putea compara uşor cele două procedee de răcire.

sau ținînd seama de relația (9)

$$\eta_{ir} = \frac{i_{ge} - i_{ger}}{i_{ge}} = 1 - \frac{i_{ger}}{i_{ge}}. \tag{11}$$

Din relația (11) se remarcă faptul că randamentul η_{ir} este cu atît mai mare cu cît temperatura de evacuare din focar t_{ge} este mai ridicată, iar temperatura de evacuare din recuperator t_{er} este mai scăzută.

1.4. Calculul debitului de aer de răcire și gaze recirculate

Dimensionarea sistemului de alimentare cu aer de răcire sau gaze recirculate se va face în funcție de:

— cantitatea de combustibil consumată în focar;

— coeficientul de exces de aer α cu care se lucrează;

— temperatura de evacuare din focar t_{ge};

— temperatura admisibilă pentru materialul ce alcătuiește elementele recuperatorului t_{ga};

— temperatura de evacuare din recuperator t_{er}.

Determinînd parametrii V_a și V_{gr} întocmai ca la paragrafele 1.2 și 1.3, dacă se cunosc consumurile orare de combustibil: B în cazul răcirii cu aer, iar B_r în cazul răcirii prin recirculație, atunci:

— debitul normal de aer de răcire $D_a = B \cdot V_{ga} \cdot V_a$,

iar

— debitul normal de gaze recirculate $D_{gr} = B_r \cdot V_{ga} \cdot V_{gr}$.

În relațiile scrise V_{ga} este cantitatea de gaze de ardere ce rezultă din arderea unității de cantitate de combustibil la un anumit coeficient de exces de aer α.

După cum se știe, calcularea debitelor respective la temperatura fluidelor vehiculate se face cu ajutorul relațiilor următoare:

— pentru aer . . . . . $D'_a = B \cdot V_{ga} \cdot V_a \cdot \left(1 + \frac{t_a}{273}\right)$,

— pentru gaze recirculate . . . $D'_{gr} = B_r \cdot V_{ga} \cdot V_{gr} \left(1 + \frac{t_{er}}{273}\right)$.

2. COMPARAȚIE ÎNTRE RĂCIREA CU AER ȘI CU GAZE RECIRCULATE

2.1. Diferența dintre randamentele η_r și η

Studiul comparativ între răcirea cu aer și răcirea cu gaze recirculate se va face pe baza determinării diferenței dintre randamentele η_{ir} și η și a economiei de combustibil bruto ce poate rezulta din aplicarea răcirii cu gaze recirculate.

Drept criterii de comparație s-au ales următoarele: temperatura de evacuare din focar t_{ge}, temperatura admisibilă pentru elementele recuperatorului t_{ga} și temperatura de evacuare din recuperator t_{er} sînt aceleași în ambele variante, iar cantitatea de gaze de ardere răcită între temperaturile t_{ge} și t_{ga} este de 1 Nm³.

În conformitate cu relaţiile (6) şi (11) se remarcă, că diferenţa dintre randamente

$$\Delta\eta = \eta_r - \eta = \frac{\Delta I_a}{i_{ge}} = \frac{V_a \cdot (i_{aer} - i_{ata})}{i_{ge}} \tag{12}$$

provine din cauză că în cazul răcirii cu aer, evacuîndu-se în exterior cantitatea de aer V_a, rămîne neutilizată cantitatea de căldură ΔI_a.

2.2. Economia de combustibil bruto ce rezultă din aplicarea răcirii prin recirculaţie

Se pot remarca două cazuri distincte:

1. Recuperatorul foloseşte entalpia sensibilă a gazelor de ardere evacuate dintr-un cuptor tehnologic;

2. Recuperatorul are focar independent, căldura aerului preîncălzit servind într-o instalaţie de uscare.

În primul caz, economia de combustibil bruto, cît şi diferenţa de randamente $\Delta\eta$ sînt funcţie de modul în care are loc activarea transmisiei căldurii prin covecţie la elementele recuperatorului, atunci cînd se recirculă gazele de ardere, astfel încît să se mărească debitul de căldură cedat aerului preîncălzit.

După cum se ştie, în general cantitatea de căldură conţinută în gazele de ardere evacuate din cuptoarele tehnologice, cît şi temperatura lor, pot asigura preîncălzirea corespunzătoare a aerului de ardere şi un surplus de căldură ce se poate utiliza şi în alte scopuri. Aplicarea recirculaţiei la recuperatoare măreşte acest surplus de căldură şi în acelaşi timp ridică temperatura de preîncălzire a aerului de ardere.

Cercetările experimentale pot arăta precis în ce măsură este rentabilă aplicarea acestui procedeu de răcire.

În cazul al doilea, se poate calcula economia de combustibil bruto admiţînd că debitul de căldură Q necesar preîncălzirii aerului trebuie să rămînă neschimbat.

Pentru răcirea cu aer

$$Q = B \cdot V_{ga} \cdot i_{ge} \cdot \eta$$

unde V_{ga} este cantitatea de gaze de ardere ce rezultă din arderea a 1 Nm³ combustibil la un anumit coeficient de exces de aer α.

Cum randamentul termic al recuperatorului este

$$\eta = \frac{\Delta I_p}{i_{ge}}$$

rezultă consumul de combustibil orar

$$B = \frac{Q}{V_{ga} \cdot i_{ge}\,\eta} = \frac{Q}{V_{ga} \cdot \Delta I_p}. \tag{13}$$

Pentru răcirea cu gaze recirculate

$$Q = B_r \cdot V_{ga} \cdot i_{ge} \cdot \eta_r$$

unde

$$\eta_r = \frac{\Delta I_{pr}}{i_{ge}}.$$

Rezultă consumul de combustibil orar

$$B_r = \frac{Q}{V_{ga} \cdot i_{ge} \cdot \eta_r} = \frac{Q}{V_{ga} \cdot \Delta I_{pr}}. \tag{14}$$

Economia bruto de combustibil pe oră este

$$\Delta B = B - B_r = \frac{Q}{V_{ga} \cdot \Delta I_p} - \frac{Q}{V_{ga} \cdot \Delta I_{pr}} = \frac{Q}{V_{ga}} \cdot \frac{\Delta I_{pr} - \Delta I_p}{\Delta I_{pr} \cdot \Delta I_p}. \tag{15}$$

În procente, economia de combustibil bruto față de cazul răcirii cu aer este

$$z = \frac{\Delta B}{B} \cdot 100 = \frac{Q(\Delta I_{pr} - \Delta I_p)}{B \cdot V_{ga} \cdot \Delta I_{pr} \cdot \Delta I_p} \cdot 100$$

și ținînd seamă de relația (13), se obține

$$z = \frac{\Delta I_{pr} - \Delta I_p}{\Delta I_{pr}} \cdot 100 \text{ sau, folosind relațiile (4) și (9),}$$

$$z = \frac{\Delta I_a}{i_{ge} - i_{ger}} \cdot 100 = \frac{V_a(i_{aga} - i_{aer})}{i_{ge} - i_{ger}} \cdot 100. \tag{16}$$

Acum sîntem în măsură să facem o discuție asupra problemelor în ansamblu. Ipoteza ca temperatura de evacuare din recuperator să fie aceeași în variantele de răcire cu aer și gaze recirculate este acoperitoare din punctul de vedere al evaluării avantajelor răcirii prin recirculare, numai în cazul recuperatoarelor cu focar independent.

La acestea, ridicarea randamentului termic al recuperatorului se face fără a mări debitul de căldură vehiculat prin recuperator odată cu gazele de ardere.

Astfel debitul de căldură Q cedat fluidului preîncălzit (aer sau gaz combustibil) este asigurat, pe de o parte, de combustibilul ars B_r, iar pe de altă parte, de gazele recirculate $B_r \cdot V_{ga} \cdot V_{gr}$.

Ridicarea randamentului recuperatorului nu este condiționată de modificarea condițiilor de schimb de căldură, care se admit aceleași ca și în cazul răcirii cu aer.

În realitate, debitul volumetric al gazelor de ardere vehiculate prin recuperator crește, deci se va mări și viteza lor de deplasare, iar de aici rezultă o intensificare a schimbului de căldură prin convecție. Deci temperatura t_{er} va fi mai mică în cazul răcirii prin recircularea gazelor de ardere, decît în cazul răcirii cu aer.

La cuptoarele tehnologice, așa după cum s-a mai arătat, ridicarea randamentului termic al recuperatorului în aceeași măsură ca în cazul recuperatorului cu focar independent, este condiționată de obținerea aceleiași temperaturi de evacuare t_{er} în ambele variante.

Această situație s-ar putea realiza dacă s-ar activa condițiile de schimb de căldură, astfel încît să se asigure răcirea debitului de produse de ardere vehiculat prin recuperator, între temperaturile t_{ga} și t_{er}.

În caz contrar, temperatura t_{er} va fi mai mare ca în cazul recuperatorului cu focar independent.

Această situație ar fi finalmente consecința faptului că debitul de gaze de ardere vehiculat prin recuperator este determinat de cantitatea de combustibil arsă în focar pentru realizarea unui anumit proces tehnologic, și nu de debitul de căldură necesar aerului preîncălzit.

3. CONCLUZII

În prezentul articol se studiază din punct de vedere termodinamic răcirea cu aer şi cu gaze recirculate a recuperatoarelor, arătîndu-se modul în care se poate utiliza diagrama i, t la evaluarea precisă a acestor fenomene.

Metodele arătate pot fi utilizate uşor la proiectarea judicioasă a instalaţiilor de răcire cu aer şi gaze recirculate.

În ultima parte a articolului se determină economia bruto de combustibil ce rezultă din aplicarea recirculaţiei faţă de răcirea cu aer, în cazul recuperatoarelor cu focar independent. Pentru determinarea economiei neto, va trebui ca din economia bruto de combustibil să se scadă echivalentul energiei absorbite de instalaţia de vehiculare a gazelor recirculate.

Energia absorbită pentru recircularea gazelor este funcţie — aşa după cum se ştie — de cantitatea lor, dar şi de rezistenţele întîmpinate în drumul pe care îl parcurg şi care sînt dependente de tipul instalaţiei.

Astfel, înainte de a se trece la aplicarea răcirii prin recirculaţie, va trebui să se facă şi un calcul de rentabilitate.

Se va remarca însă, că în majoritatea cazurilor, consumul suplimentar de energie pentru vehicularea gazelor recirculate este mic, astfel încît numai economia bruto de combustibil ne dă o imagine clară asupra avantajelor răcirii prin gaze recirculate.

УСТРАНЕНИЕ ПЕРЕГРЕВА РЕКУПЕРАТОРОВ ЗАВОДСКИХ ПЕЧЕЙ ПУТЕМ ИХ ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ И ОХЛАЖДЕНИЯ РЕЦИРКУЛИРОВАВШИМИ ГАЗАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В статье рассматриваются, с точки зрения термодинамики, воздушное охлаждение рекуператоров заводских печей и их охлаждение рециркулировавшими газами и указывается метод использования диаграммы i, t для точной оценки этих способов охлаждения. Предложенные способы могут быть легко использованы для правильного проектирования установок для воздушного охлаждения или охлаждения рециркулировавшими газами.

В конце статьи определяется валовая экономия топлива, получающаяся при применении охлаждения рециркулировавшими газами по сравнению с воздушным охлаждением рекуператоров с отдельной топкой.

Объясняются также и причины экономии топлива при применении рекуператоров, используемых для технологических печей и рекуператоров с отдельной топкой.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Определение количеств тепла Δi_g и Δi_a.

Рис. 2. — Схема циркуляции газообразных жидкостей в рекуператоре, охлаждаемом воздухом.

Рис. 3. — Тепловой поток, проходящий через рекуператор при охлаждении воздухом.

Рис. 4. — Определение количества тепла Δi_r.

Рис. 5. — Схема циркуляции газообразных жидкостей в рекуператоре, охлаждаемом рециркулировавшими газами.

Рис. 6. — Тепловой поток, проходящий через рекуператор в случае охлаждения рециркулировавшими газами.

L'ÉLIMINATION DE LA SURSOLLICITATION THERMIQUE DES RÉCUPÉRATEURS EMPLOYÉS POUR LES FOURS, AU MOYEN DU REFROIDISSEMENT À L'AIR ET PAR RECIRCULATION DE GAZ

(RÉSUMÉ)

Dans l'article présenté, on étudie, au point de vue thermodynamique, le refroidissement à l'air et par recirculation de gaz des récupérateurs utilisés dans les fours, en indiquant les moyens de l'emploi du diagramme i, t pour une évaluation précise de ces phénomènes. Les méthodes préconisées peuvent aisément être employées pour une projection judicieuse des installations de refroidissement à l'air et par recirculation de gaz.

Dans la dernière partie de l'article, on détermine l'économie brute de combustible, réalisée par l'application de la recirculation, par rapport au refroidissement à l'air, dans le cas des récupérateurs pourvus d'un foyer indépendant.

On explique, en même temps, les causes qui conduisent à l'économie de combustible dans le cas des récupérateurs employés pour les fours technologiques et dans le cas des récupérateurs à foyer indépendant.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Détermination des quantités de chaleur Δi_g et Δi_a.

Fig. 2. — Schéma de la circulation des fluides gazeux à travers le récupérateur refroidi à l'air.

Fig. 3. — Flux thermique qui traverse le récupérateur dans le cas du refroidissement à l'air.

Fig. 4. — Détermination de la quantité de chaleur Δi_r.

Fig. 5. — Schéma de la circulation des fluides gazeux dans le récupérateur refroidi par recirculation de gaz.

Fig. 6. — Flux thermique qui traverse le récupérateur dans le cas du refroidissement par recirculation de gaz.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

TERMOTEHNICĂ

POSIBILITATEA OBŢINERII DE ENERGIE MECANICĂ, CĂLDURĂ ŞI FRIG CU AJUTORUL UNEI TURBINE DE TRECERE, PRIN UTILIZAREA PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN*)

DE

I. SAPHIER şi P. IOANID

Într-un articol precedent [1] s-a arătat posibilitatea teoretică de obţinere a energiei mecanice, folosind presiunea naturală a gazului precum metan precum şi posibilitatea obţinerii de frigorii. Pentru aceasta se presupune folosirea compresorului cu jet sau a unei turbine acţionată de gazul metan sub presiune. În urma experimentării unor tipuri de compresor cu jet a rezultat posibilitatea practică a folosirii acestor aparate la cîmpurile de exploatare a gazelor naturale, unde în prezent a început folosirea pe scară industrială a compresoarelor cu jet de gaz metan.

În ceea ce priveşte folosirea turbinei în vederea obţinerii de energie mecanică şi căldură sau frig prin utilizarea presiunii naturale a gazului metan, pînă în prezent nu s-au făcut încă studii experimentale, iar propunerea din articolul citat mai sus poate fi considerată doar ca o primă amorsare pe plan teoretic a acestei probleme. În cele ce urmează, se adînceşte problema ridicată în 1952 şi cu toate că studiul de faţă se menţine încă la nivelul consideraţiilor teoretice, el are menirea să deschidă calea unor viitoare cercetări, atît pe plan teoretic, cît şi pe calea experimentărilor.

Folosirea compresorului cu jet se pretează cel mai bine chiar la cîmpurile de extracţie, folosind presiunile mari din sonde ce extrag gazul din orizonturile inferioare. În schimb, folosirea turbinei se pretează cel mai bine la locul de consum al gazului metan, cum ar fi cazul marilor consumatori ca oraşe alimentate cu gaz metan, combinatele de chimizare a gazului metan, centrale termoelectrice arzînd gaz metan etc. Toţi aceşti consumatori primesc gazul metan la presiuni net superioare presiunii de utilizare, iar actualmente reducerea presiunii se face prin laminare, cu toate că în aceste cazuri sînt prezente posibilităţile de obţinere de energie mecanică şi căldură sau frig în condiţii din cele mai avantajoase. Pe de altă parte,

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 30 decembrie 1954.

toţi aceşti consumatori necesită atît energie mecanică (respectiv electrică), cît şi căldură sau frig.

În literatura de specialitate sovietică şi poloneză [2] şi [3] se găsesc propuneri de folosire a presiunii naturale a gazului metan, cu ajutorul unei turbine, însă numai în vederea obţinerii de lucru mecanic.

Existenţa în ţara noastră a bogatelor zăcăminte de gaz metan şi extinderea din ce în ce mai mare a folosirii lui la alimentarea oraşelor cu combustibil şi la chimizare, face ca problema tratată să se situeze pe linia folosirii cît mai depline a resurselor noastre naturale de energie.

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Folosirea energetică a presiunii naturale a gazului metan se face lăsînd gazul să săvîrşească una sau o suită de evoluţii, adecvat alese între două izobare de presiuni date, după care gazul este fie ars, fie chimizat. În nici un caz gazul nu mai revine la starea iniţială. Din această cauză, nu se realizează niciodată un ciclu, o evoluţie închisă, ci o evoluţie deschisă. În consecinţă, teoria ciclurilor termodinamice nu îşi găseşte aplicare în problemele tratate în articolul de faţă.

Raportul presiunilor între care au loc evoluţiile respective poate lua, de la caz la caz, valori cuprinse între limite destul de largi. Eficacitatea folosirii unei anumite scheme de utilizare a presiunii, aşa cum se va arăta mai jos, depinde în mare măsură de valoarea acestui raport, dictat de presiunea la care este livrat gazul din conducta de alimentare şi presiunea de utilizare a gazului.

Pentru compararea calitativă a diferitelor evoluţii, posibile de realizat între două izobare date, este suficient în primă analiză, să se considere gazul metan ca un gaz perfect. În acest caz diagrama $I-S$ şi $T-S$ sînt identice dacă se alege adecvat scara entalpiilor şi a temperaturilor. În figura 1 sînt trasate într-o diagramă $I-S$ (respectiv $I-T$) cele două izobare ($p_s = \text{const.}$ şi $p_i = \text{const.}$) corespunzătoare celor două presiuni între care are loc evoluţia gazului precum şi izoterma $T_0 = \text{const.}$ corespunzătoare temperaturii ambianţei. Se consideră patru cazuri tipice. Starea iniţială a gazului este considerată la presiunea naturală la locul de utilizare (p_s) şi la temperatura mediului ambiant (T_0), corespunzînd punctului M_{1s}.

a) Plecînd de la starea iniţială (M_{1s}) gazul este încălzit izobar pînă la temperatura T_{4s}, ajungînd la starea corespunzătoare punctului M_{4s}, de unde se destinde politropic pînă la presiunea p_i efectuînd un lucru mecanic şi ajungînd la starea corespunzătoare punctului M_{4i} (p_i; $T_{4i} > T_0$). De aici, gazul cu o temperatură superioară temperaturii mediului ambiant, poate ceda căldură fie mediului ambiant, printr-o evoluţie izobară ($M_{4i}-M_{3i}$), ceea ce ar reprezenta o pierdere, fie în mod util unui proces oarecare ce ar necesita căldură de potenţial redus. Această evoluţie se caracterizează prin faptul că se obţine concomitent lucru mecanic şi căldură, analog ca la ciclurile de termoficare. Cantitatea de lucru mecanic este proporţională cu segmentul ($M_{4s}-4$), iar cantitatea de căldură este proporţională cu segmentul ($4-M_{40}$).

b) Preîncălzirea izobară a gazului metan se face pînă la o temperatură T_{3s} astfel aleasă, încît după destindere gazul să aibă temperatura ambianţei. În acest caz evoluţia are loc pe drumul $M_{1s}-M_{3s}-M_{3i}$ şi se caracterizează prin faptul că se obţine exclusiv lucru mecanic, care este proporţional cu segmentul ($M_{3s}-M_{30}$).

c) Preîncălzirea izobară a gazului metan se face pînă la o temperatură $T_{2s} < T_{3s}$. După destinderea pînă la presiunea p_i gazul va avea o temperatură $T_{2i} < T_0$. De aici, gazul cu o temperatură inferioară temperaturii mediului ambiant poate

lua căldură fie din mediul ambiant, printr-o evoluție izobară ($M_{2i}-M_{3i}$), ceea ce ar reprezenta o pierdere, fie preluînd căldură dintr-o încăpere refrigerentă (direct sau prin intermediul unui agent intermediar). Această evoluție se caracterizează prin faptul că se obține concomitent lucru mecanic și frig. Cantitatea de lucru

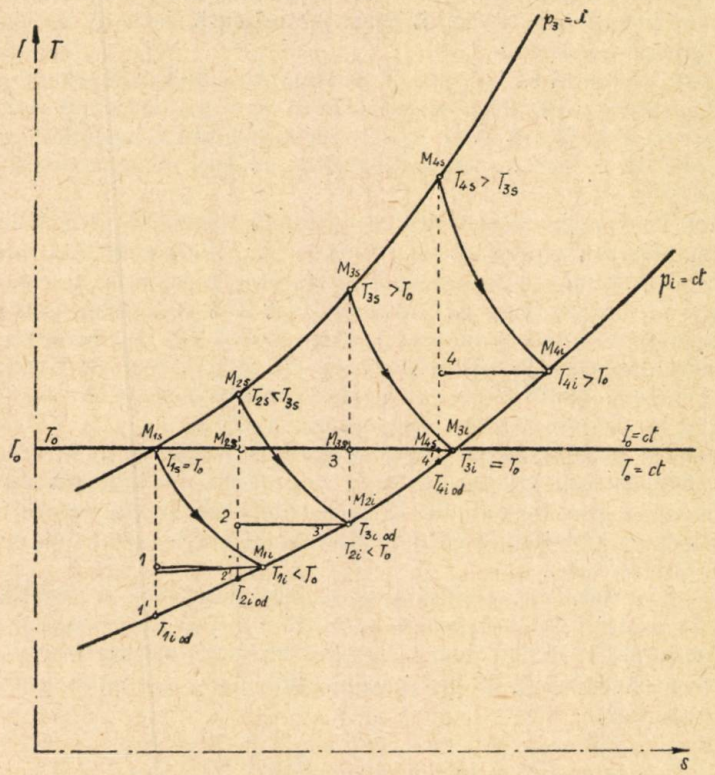


Fig. 1. — Evoluții tipice de folosire energetică a presiunii naturale a gazului metan.

mecanic obținut este proporțională cu segmentul ($M_{2s}-2$), iar cantitatea de frigorii este proporțională cu segmentul ($2-M_{20}$).

d) Ca un caz limită apare evoluția ce are loc pe drumul ($M_{1s}-M_{1i}-M_{3i}$) la care gazul nu mai este preîncălzit. Destinderea se face plecînd de la starea inițială (M_{1s}), starea gazului după destindere fiind corespunzătoare punctului M_{1i} (p_i; $T_{1i} < T_0$). Și în acest caz se obține concomitent lucru mecanic și frig, însă această evoluție se caracterizează prin faptul că lucrul mecanic obținut este echivalent cu cantitatea de frigorii obținute, și proporțional cu segmentul ($M_{1s}-1$).

Din examinarea cazurilor expuse mai sus, rezultă posibilitatea de obținere de lucru mecanic și căldură sau frig prin folosirea presiunii naturale a gazului metan. După formele de energie utilă obținute în diferitele instalații, propunem ca acestea să se numească instalații de folosire a presiunii naturale a gazului metan;

— în direcția mecanică (electrică) atunci cînd se obține util numai energie mecanică (respectiv electrică). În acest caz diferența dintre temperatura gazului după destindere și temperatura ambianței se lasă să se anuleze prin schimb de căldură cu ambianța;

— în direcţia termoficării, atunci cînd se obţine util concomitent energie mecanică (electrică) şi căldură;

— în direcţia frigoficării, atunci cînd se obţine util concomitent energie mecanică (electrică) şi frig;

— în direcţia termică, atunci cînd se obţine util numai căldură sau frig, respectiv atunci cînd energia mecanică eventual obţinută, serveşte integral la acţionarea unei pompe de căldură.

Din figura 1 rezultă că folosirea în direcţia mecanică este oricînd posibilă, cu sau fără preîncălzire a gazului, (cu condiţia ca $p_s > p_i$), iar temperatura gazului, după destindere, este lăsată să se egaleze cu temperatura mediului ambiant prin schimb de căldură cu acesta. Acest schimb de căldură nu mai intervine în cazul *b* expus mai sus.

Folosirea în direcţia termoficării este posibilă numai cu preîncălzirea gazului pînă la o temperatură superioară temperaturii T_{3s}. Temperatura la care se obţine căldura este cu atît mai mare, cu cît temperatura de preîncălzire este mai mare.

Folosirea în direcţia frigoficării este posibilă fără preîncălzire sau cu o preîncălzire pînă la o temperatură inferioară temperaturii T_{3s}. Temperatura la care se obţin frigoriile este cu atît mai scăzută, cu cît temperatura de preîncălzire este mai mică. Cele mai multe frigorii se obţin atunci cînd gazul nu este preîncălzit.

Folosirea în direcţia termică este oricînd posibilă.

Preîncălzirea gazului metan înaintea destinderii, în afară de influenţa ce o are asupra temperaturii gazului la finele destinderii, influenţează direct asupra cantităţii de lucru mecanic obţinut. Deoarece izobarele se depărtează între ele în sensul crescător al entropiei, lucru mecanic obţinut creşte, atunci cînd creşte temperatura de preîncălzire.

Avîndu-se în vedere că preîncălzirea se face consumînd o anumită cantitate de energie, se poate defini «coeficient de utilizare» η al unei instalaţii de folosire a presiunii naturale a gazului metan ca raportul dintre energia mecanică produsă şi energia termică cheltuită la preîncălzire. Din figura 1 rezultă pentru cazurile considerate mai sus:

$$\text{— pentru cazul } a): \eta_a = \frac{M_{4s} - 4}{M_{4s} - M_{40}} < 1,$$

$$\text{— pentru cazul } b): \eta_b = \frac{M_{3s} - M_{30}}{M_{3s} - M_{30}} = 1,$$

$$\text{— pentru cazul } c): \eta_c = \frac{M_{2s} - 2}{M_{2s} - M_{20}} > 1,$$

$$\text{— pentru cazul } d): \eta d \to \infty.$$

Coeficientul de utilizare al instalaţiei descreşte pe măsură ce creşte preîncălzirea. S-ar părea la prima vedere că preîncălzirea nu ar fi economică. Totuşi pentru o preîncălzire pînă sub temperatura T_{3s}, coeficientul de utilizare al instalaţiei este supraunitar, iar pentru un anumit grad de preîncălzire chiar peste această temperatură se pot obţine încă randamente net superioare celorlalte maşini termice.

Pentru stabilirea justă a preîncălzirii este necesar să fie luaţi în considerare o serie întreagă de factori, ca: puterea necesară a fi debitată de instalaţie, caloriile

sau frigoriile necesare, temperatura la care sînt cerute acestea, comparația cu caracteristicile tehnice și economice ale altor instalații pentru același efect etc. Factorul principal însă care determină necesitatea și gradul de preîncălzire este umiditatea gazului. Metanul cu apa dă un hidrat ($CH_4 . 7H_2O$) care condensează și jivrează cu aspect de zăpadă la anumite perechi de valori ale presiunii și temperaturii. În tabloul nr. 1 sînt redate perechile de valori corespunzînd condițiilor de formare a acestui hidrat [4].

Tabloul nr. 1

Presiunea (ata)	18,2	19,3	21,1	22,5	24,3	26,5	27,2
Temperatura °C ..	−11,3	−8,8	−6,7	−4,5	−2,2	0	0,6

În această privință, gazul metan se comportă cel mai nefavorabil în comparație cu celelalte hidrocarburi. După cum se vede din tabloul nr. 1, formarea hidratului are loc destul de devreme. Pentru prevenirea acestui fenomen la instalațiile producătoare de frig prin folosirea presiunii naturale a gazului metan, trebuie să se studieze în amănunt comportarea metanului la temperaturi joase în funcție de gradul de umiditate. Reducerea umidității gazului este posibilă în instalații industriale bazate pe principiul absorbției. Este de la sine înțeles că instalația de uscare a gazului scumpește instalația de folosire a presiunii naturale și va trebui, de la caz la caz, să se efectueze calculele economice respective, în vederea justificării întrebuințării unei asemenea instalații.

În direcția mecanică (electrică) sau a termoficării, preîncălzirea gazului pînă la un punct, judicios ales, nu prezintă nici un dezavantaj din punct de vedere energetic. Căldura conținută în gazul metan după ce acesta părăsește instalația de folosire a presiunii sale naturale nu este pierdută, dacă gazul este destinat arderii. În acest caz, această căldură (minus pierderile inerente de-a lungul conductei) este adusă în focar, putînd fi deci considerată ca utilă. La asemenea instalații, pericolul formării de hidrat poate fi total îndepărtat prin simpla preîncălzire a gazului. Cu toate acestea, și temperatura de preîncălzire a gazului metan este limitată de pericolul disociației termice ($CH_4 \rightarrow C + 2H_2$). Temperatura maxim admisibilă pentru preîncălzire trebuie determinată în funcție de valoarea pe care o ia constanta de disociere a metanului la presiunea la care are loc preîncălzirea. În instalațiile la care gazul metan nu este destinat arderii și nici nu este necesar a avea o temperatură superioară temperaturii ambianței, la care însă din cauza prevenirii formării de hidrat gazul are la ieșire o temperatură mai mare decît cea a ambianței, pierderea de căldură reprezintă cheltuieli mult mai mici decît cele cauzate de o instalație de uscare.

2. FOLOSIREA PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN ÎN DIRECȚIA MECANICĂ, CU AJUTORUL UNEI TURBINE DE TRECERE

Folosirea presiunii naturale a gazului metan în direcția mecanică se poate realiza dacă gazul este lăsat să se destindă într-o turbină. În figura 2 este redată schema unei astfel de instalații.

Cum prin instalația de folosire gazul trece fără a suferi vreo modificare chimică, iar turbina constituie partea esențială a instalației, se va numi această turbină, turbină de trecere, pentru a se evita echivocul ce ar putea interveni dacă s-ar fi folosit termenul de turbină cu gaz. Prin această din urmă expresie se înțelege în general o instalație la care în turbină se destind gaze rezultate din ardere.

Pentru a se putea pune în evidenţă ordinul de mărime a energiei mecanice obţinute, în funcţie de raportul presiunilor între care lucrează gazul, acesta, în cele ce urmează, este considerat un gaz perfect în ceea ce priveşte comportarea lui în turbină. Din diagrama entropică a gazului metan, gaz real [1], rezultă că abaterile astfel rezultate nu depăşesc 6...7 % pentru raporturile medii de presiune. Ca urmare, energia mecanică şi temperatura gazului la ieşirea din turbină, redau, în ipoteza făcută, suficient de exact ordinul de mărime a acestor cantităţi.

Puterea obţinută la axul turbinei pentru un debit de $10^3\,\mathrm{Nm^3/h}$, rezultă din relaţia

$$P = \frac{k}{k-1}\frac{RT_s}{102}(1-\beta)\frac{\gamma\cdot 10^3}{3\,600}\eta_{it}\,\eta_{imt}\frac{kW}{10^3\,\mathrm{Nm^3/h}} \qquad (1)$$

unde

$$\beta = \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{k-1}{k}}.$$

Introducînd valorile pentru gaz metan şi anume

$$k = 1{,}31;\ R = 52{,}9;\ \gamma = 0{,}717$$

şi considerînd randamentul intern al turbinei $\eta_{it} = 0{,}7$ şi randamentul mecanic al turbinei $\eta_{imt} = 0{,}95$, se obţine pentru relaţia (1), forma

$$P = 0{,}29\,T_s(1-\beta)\frac{\mathrm{kW}}{10^3\,\mathrm{Nm^3/h}}. \qquad (2)$$

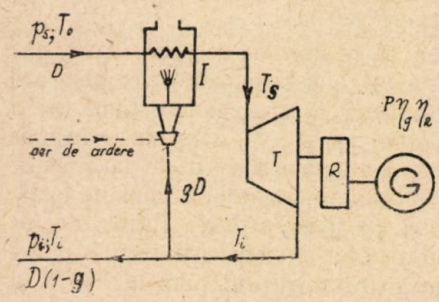


Fig. 2. — Schema folosirii presiunii naturale a gazului metan în direcţia mecanică cu ajutorul unei turbine de trecere.

Ţinînd seama că $T_{i\,ad} = T_s\beta$ şi că în ipoteza unui gaz perfect, randamentul intern al turbinei se poate exprima prin relaţia

$$\eta_{it} = \frac{T_s - T_i}{T_s - T_{i\,ad}},$$

temperatura gazului la ieşirea din turbină va fi dată de relaţia

$$T_i = T_s\,[1 - \eta_{it}(1-\beta)]. \qquad (3)$$

Debitul (g) de gaz metan necesar preîncălzirii unui debit de 1 000 $\mathrm{Nm^3/h}$ de gaz metan de la temperatura ambianţei (T_0) la temperatura de intrare în turbină (T_s) se capătă cu ajutorul relaţiei

$$g = \frac{c_{pm}(T_s - T_0)}{\eta_p H_i}10^3 = 0{,}176\ c_{pm}(T_s - T_0)\ \frac{\mathrm{Nm^3/h}}{10^3\,\mathrm{Nm^3/h}} \qquad (4$$

unde

$c_{pm}\dfrac{\mathrm{kcal}}{\mathrm{Nm^3grd}}$ = căldura specifică medie între temperaturile T_0 şi T_s,

η_p = randamentul preîncălzitorului (considerat 0,7),

$H_i\dfrac{\mathrm{kcal}}{\mathrm{Nm^3}}$ = puterea calorică inferioară a gazului metan (considerată 8 100 kcal/$\mathrm{Nm^3}$).

Aşa cum s-a arătat mai înainte, randamentul efectiv al instalaţiei poate fi exprimat prin relaţia

$$\eta_{ef} = 102A\frac{P}{gH_i} = 48{,}43\frac{T_s(1-\beta)}{c_{pm}(T_s - T_0)}\,10^{-6}. \tag{5}$$

Debitul de gaze folosit pentru preîncălzire, poate produce într-o maşină termică, prin arderea lui, o putere P_g care se poate exprima prin relaţiile

$$P_g = \frac{\eta}{102A}\frac{H_i g}{3\,600} = 2{,}35\, g\ \frac{\text{kW}}{10^3\,\text{Nm}^3/\text{h}}, \tag{6}$$

unde η este randamentul efectiv al maşinii termice, considerat 0,25.

Din punct de vedere energetic, pentru folosirea presiunii naturale a gazului metan în direcţia mecanică, preîncălzirea este justificată numai dacă

$$P - P_g \geqslant D. \tag{7}$$

Pentru exemplificarea ordinului de mărime a puterilor şi temperaturilor de ieşire ce se pot obţine, în figura 3 este redată variaţia acestor mărimi în funcţie de raportul presiunilor, parametrul fiind temperatura de intrare în turbină (T_s).

În figura 4 este redată variaţia mărimilor P_g şi g în funcţie de temperatura de intrare în turbină (T_s).

Ţinînd seama de condiţia de economicitate (7), în figura 3 se poate determina pe fiecare curbă $P = f\,(p_i/p_s)$ punctul de ordonată P_g corespunzător temperaturii respective de preîncălzire, locul geometric al tuturor acestor puncte fiind curba E din figura 3. Această curbă determină în planul (p_i/p_s; P) domeniul economic în care preîncălzirea gazului are o eficacitate egală sau mai mare decît dacă cantitatea de gaz necesar preîncălzirii ar fi fost folosită într-o centrală termică de forţă.

Din figura 4 se mai află şi energia mecanică (ΔP) ce se poate obţine în plus faţă de energia ce s-ar fi obţinut dacă gazul necesar preîncălzirii ar fi fost ars într-o centrală termică. Astfel pentru o preîncălzire a gazului pînă la 390°K şi la un raport al presiunilor de 0,15, se obţine o energie suplimentară de

$$17\ \frac{\text{kW}}{10^3\,\text{Nm}^3/\text{h}}.$$

Din examinarea datelor astfel obţinute, rezultă următoarele:

a) Energia mecanică obţinută la axul turbinei de trecere este cu atît mai mare, cu cît raportul presiunilor (p_i/p_s) este mai mic, şi creşte simţitor pe măsură ce creşte preîncălzirea gazului.

b) Domeniul economic determinat de condiţia (7) se situează sub curba E şi cuprinde o gamă mai mare de valori pentru raportul presiunilor, cu cît temperatura de preîncălzire este mai apropiată de temperatura ambianţei. În figura 4 este redată variaţia raportului presiunilor (p_i/p_s) în funcţie de temperatura de preîncălzire maximă economică admisibilă.

c) Cu cît raportul presiunilor este mai mic, cu atît se justifică o preîncălzire mai înaintată.

d) În ipoteza că instalaţia funcţionează în domeniul economic, temperatura T_i) de ieşire a gazului din turbina de trecere va fi inferioară sau cel mult egală

cu temperatura $T_{i\,max}$ corespunzătoare funcţionării instalaţiilor în condiţiile unui punct de pe curba E. Variaţia temperaturii $T_{i\,max}$ în funcţie de temperatura de preîncălzire este redată în figura 4. Din figură se poate ceti, de pildă, că la un raport al presiunilor de 0,07 corespunde o temperatură maximă de preîncălzire de 600°K, pentru care temperatura de ieşire este de 400°K. La un raport al presiunilor de 0,4, corespunde $T_{s\,max} = 380°K$ şi $T_{i\,max} = 320°K$.

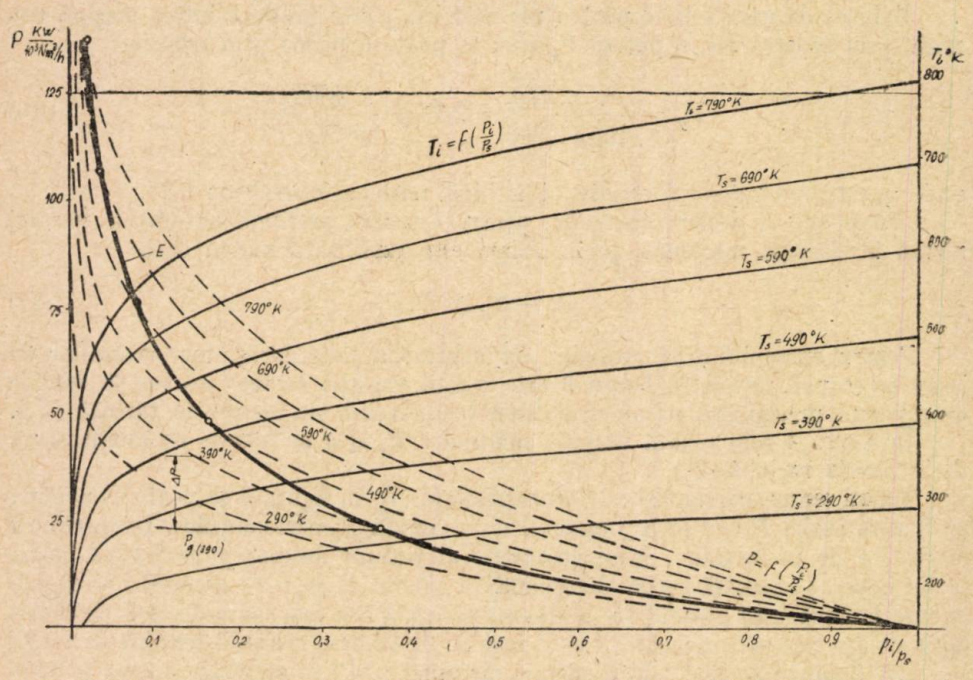


Fig. 3. — Puterea la axul turbinei şi temperatura de ieşire a gazului în funcţie de raportul presiunilor.

În calculele efectuate, valoarea randamentului preîncălzitorului (η_p) a fost considerată pentru un preîncălzitor clasic. Avînd însă în vedere că temperatura de preîncălzire este relativ scăzută (pentru $p_i/p_s \geqslant 0{,}1$; $T_{s\,max} < 600°K$), iar temperatura de ardere a metanului este relativ mare, se poate realiza o ardere cu recirculaţia gazelor arse, ceea ce ar mări simţitor randamentul preîncălzitorului. Acest lucru are ca urmare o deplasare a curbei E către dreapta (fig. 3) şi deci o lărgire a domeniului economic pentru preîncălzire.

Dacă pe lîngă criteriul energetic (7) la stabilirea domeniului economic de preîncălzire se mai ţine seama şi de efortul iniţial de investiţii, atunci, din cauza că instalaţia de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcţia mecanică (electrică) este mai simplă şi deci mai ieftină decît o centrală cu abur sau cu turbină cu gaze, domeniul economic de preîncălzire se lărgeşte încă şi mai mult. Pentru exemplificare, se mai arată că la un foarte mare consumator de gaz metan, cu un consum de 50 000 Nm^3/h, gazul fiind livrat la o presiune de 10 sau 5 ata şi folosit la 2 sau 1 ata, deci la un raport al presiunilor de 0,2, se poate obţine o putere de circa 2 000 kW cu un consum de căldură de 0,506 kg combustibil convenţional/kWh la o preîncălzire a gazului pînă la 200°C, sau circa 1 700 kW cu un consum de

căldură de 0,282 kg combustibil convențional/kWh la o preîncălzire pînă la 100°C. În acest din urmă caz, gazul părăsește turbina de trecere la circa 27°C, deci foarte aproape de temperatura ambianței.

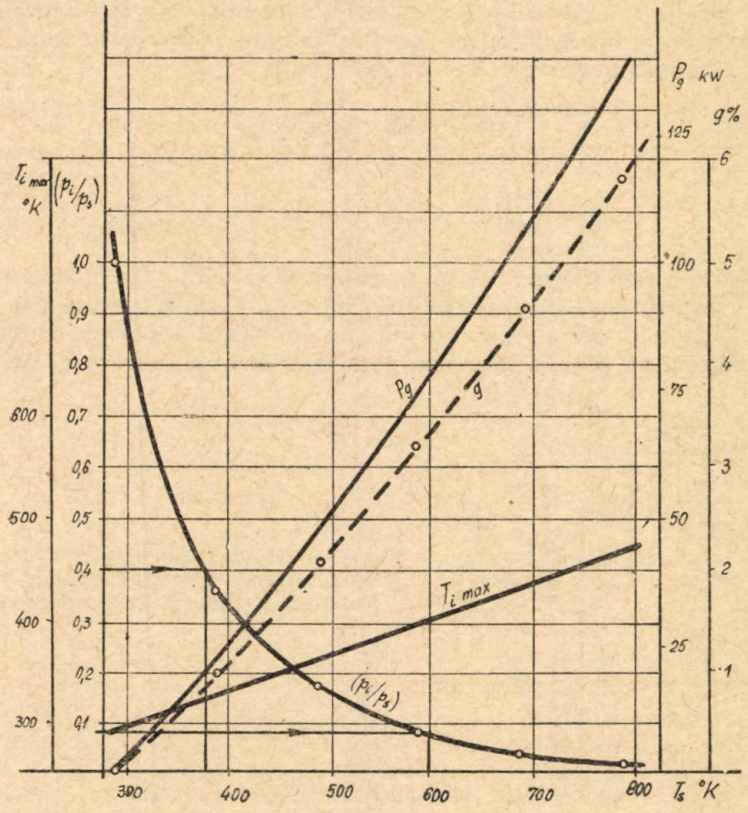


Fig. 4. — Variația mărimilor: g, P_g, $\left(\frac{p_i}{p_s}\right)$ max și T_i max în funcție de T_s.

Puterea obținută crește cu 10...15 % dacă destinderea gazului se face într-o turbină cu două trepte de destindere și încălzire intermediară la temperatura T_s inițială.

3. FOLOSIREA PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN ÎN DIRECȚIA TERMOFICĂRII CU AJUTORUL UNEI TURBINE DE TRECERE

Dacă temperatura de preîncălzire a gazului metan este suficient de mare, astfel încît la raportul presiunilor între care lucrează gazul, acesta să părăsească turbina de trecere la o temperatură convenabil de ridicată, căldura astfel conținută în gaz poate fi cedată într-un schimbător de căldură unui agent intermediar, pentru folosirea acestei călduri la acei consumatori care necesită căldură la potențialul respectiv. În felul acesta se obține concomitent energie mecanică și căldură. Schema unei astfel de instalații este redată în figura 5.

Temperatura la care se livrează căldura, respectiv temperatura (T_c) cu care agentul intermediar părăseşte schimbătorul de căldură, nu poate fi mai mare decît temperatura de ieşire a gazului din turbină (T_i).

Cantitatea de căldură (q_c') cedată în schimbătorul de căldură depinde de temperatura gazului la ieşirea din turbină şi de diferenţa de temperatură ($\Delta_s T$) din schimbătorul de căldură, la ieşirea gazului, precum şi de temperatura de întoarcere a agentului intermediar (T_2). Se poate scrie

$$T_i' = T_2 + \Delta_s T,$$

$$T_i' - T_i' = (\Delta T)_c = (T_i - T_2) - \Delta_s T,$$

$$q_c' = c_{pm}[(T_i - T_2) - \Delta_s T]\, 10^3 \quad \frac{\text{kcal}}{10^3\ \text{Nm}^3/\text{h}}. \tag{8}$$

În figura 6 este redată variaţia cantităţii de căldură q_c' în funcţie de raportul presiunilor pentru două cazuri ($T_2 = 325°\text{K}$ şi $T_2 = 355°\text{K}$) parametru fiind temperatura (T_s) de intrare a gazului în turbina de trecere. Diferenţa de temperatură în schimbătorul de căldură la ieşirea gazului, a fost considerată de 15°.

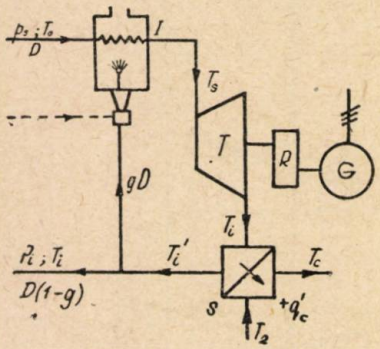


Fig. 5. — Schema unei instalaţii de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcţia termoficării cu ajutorul unei turbine de trecere.

Pentru a produce acelaşi efect energetic într-o centrală cu condensaţie sau într-o turbină cu gaz şi o instalaţie de încălzire clasică, va trebui consumată o cantitate echivalentă de gaz $g_e = g_p + g_c$, unde g_p respectiv g_c sînt date de relaţiile

$$g_p = \frac{P}{2{,}35}\ ;\quad g_c = \frac{q_c'}{\eta_g H_i} = 0{,}154\ q_c'\ 10^{-3},$$

unde η_g reprezintă randamentul global al instalaţiei de încălzire considerat 0,7.

Condiţia de economicitate cere ca să fie satisfăcută relaţia

$$\frac{g}{g_e} \leqslant 1.$$

Calculîndu-se punctele pentru care acest raport ia valoarea 1, în figura 6 sînt trasate curbele E_{325} şi E_{355} corespunzătoare temperaturii de intrare a agentului intermediar în schimbătorul de căldură. Aceste curbe delimitează domeniul economic, din punct de vedere energetic, al folosirii presiunii naturale a gazului metan în direcţia termoficării cu ajutorul unei turbine de trecere. Acest domeniu se situează sub curba E respectivă.

Dacă pentru cantitatea de gaz echivalentă (g_e) se ia în considerare o centrală de termoficare, atunci curbele E se deplasează mai la stînga, restrîngînd încă și mai mult domeniul economic.

Din examinarea datelor astfel obținute rezultă următoarele:

a) Cantitatea de calorii ce se pot obține crește simțitor odată cu creșterea raportului presiunilor și a temperaturii de preîncălzire a gazului.

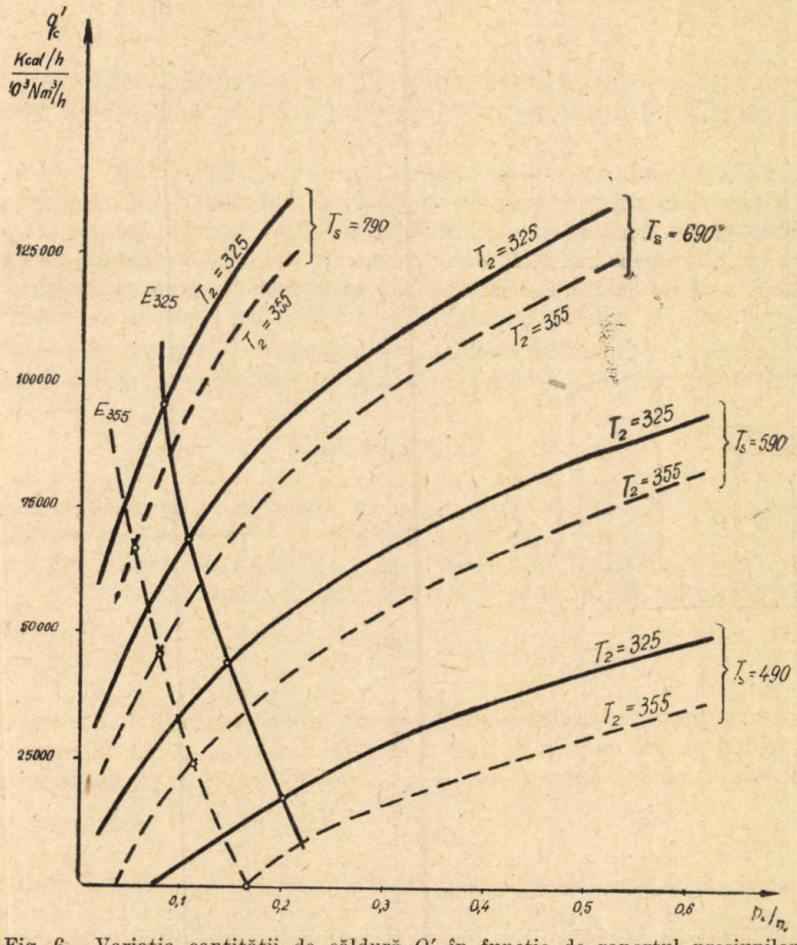


Fig. 6. — Variația cantității de căldură Q'_c în funcție de raportul presiunilor.

b) Domeniul economic al folosirii presiunii naturale a gazului metan în direcția termoficării este restrîns și se situează în zona valorilor mici ale raporturilor presunilor ($p_i/p_s < 0{,}2$); el se îngustează pe măsură ce crește temperatura (T_2).

c) Cu cît scade raportul presiunilor, cu atît se justifică o preîncălzire mai mare.

Pentru exemplificare se arată că pentru un debit de gaz de 50 000 Nm^3/h, la o valoare de 0,1 a raportului presiunilor și la o preîncălzire a gazului pînă la 530°K, se poate obține circa un milion de kcal/h la o temperatură (T_e) de circa 130°C, dacă agentul intermediar se întoarce cu o temperatură de 355°K, precum și o putere de 3 500 kW, în condiții ceva mai avantajoase decît dacă gazul consumat

la preîncălzire ar fi fost folosit într-o centrală cu condensaţie sau turbină cu gaze şi într-o instalaţie clasică de încălzire.

Cum la marii consumatori de gaze se pot obţine valori atît de scăzute pentru raportul presiunilor, numai dacă aceştia se găsesc în apropierea cîmpurilor de gaze naturale, folosirea presiunii naturale a gazului metan în direcţia termoficării nu apare economică pentru consumatorii aflaţi la distanţe mari de cîmpurile de gaze naturale.

4. FOLOSIREA PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN ÎN DIRECŢIA FRIGOFICĂRII, CU AJUTORUL UNEI TURBINE DE TRECERE

Dacă gazul metan nu este preîncălzit, sau este preîncălzit într-o mică măsură atunci temperatura lui la ieşirea din turbină va fi net inferioară temperaturii mediului ambiant şi deci într-un schimbător de căldură gazul poate lua căldură dintr-un agent intermediar frigorific. Schema unei astfel de instalaţii este redată în figura 7. În felul acesta se poate obţine concomitent energie mecanică şi frigorii.

Temperatura la care se livrează frigoriile (T_f) nu poate fi inferioară temperaturii de ieşire a gazului din turbină plus diferenţa de temperatură ($\Delta_s T$) între cele două medii din shimbătorul de căldură, la părăsirea agentului frigorific

$$T_f \geqslant T_i + \Delta_s' T.$$

Cantitatea de frigorii ($-q_f'$) preluate în schimbătorul de căldură depinde de temperatura de întoarcere a agentului frigorific (T_1), de temperatura de ieşire din turbină (T_i) şi de diferenţa de temperatură ($\Delta_s T$) între cele două medii la intrarea în schimbătorul de căldură a agentului frigorific. Se poate scrie

$$T_i' = T_1 - \Delta_s T,$$

$$T_i - T_i' = (\Delta T)_f = (T_i - T_1) + \Delta_s T,$$

$$q_f' = c_{pm}\left[(T_i - T_l) + \Delta_s T\right] 10^{-3} \frac{\text{kcal}}{10^3 \text{Nm}^3/\text{h}}. \qquad (9)$$

În figura 8 este redată variaţia cantităţii de frigorii în funcţie de raportul presiunilor pentru diferite temperaturi (T_1) de întoarcere a agentului frigorific, gazul intrînd în turbina de trecere la temperatura ambianţei $T_s = T_0 - 290°\text{K}$. Se observă că există o limită pentru raportul presiunilor pentru care, în funcţie de temperatura T_1 nu se mai obţin frigorii. Cantitatea de frigorii obţinute creşte simţitor odată cu scăderea valorii raportului presiunilor.

Pentru a putea aprecia efectul energetic al acestei instalaţii trebuie luată în considerare puterea (P_f) necesară unei maşini frigorifice cu compresor funcţionînd în acelaşi interval de temperatură. Această putere se poate exprima prin relaţia

$$P_f = \frac{q_f}{102\, A \varepsilon_c \gamma_f\, 3\,600} = 2{,}32\, \frac{q_f}{\varepsilon_c}\, 10^{-3} \quad \frac{\text{kW}}{10^3 \text{Nm}^3/\text{h}}, \qquad (10)$$

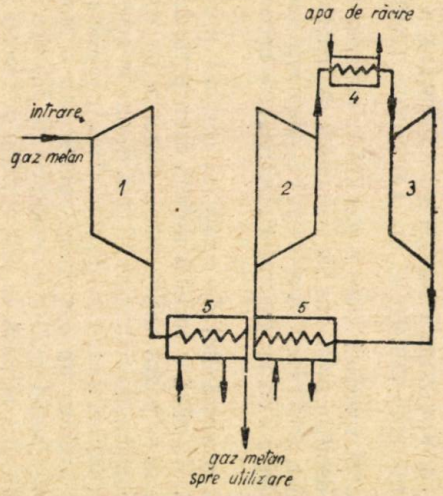


Fig. 7. — Schema unei instalaţii de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcţia frigoficării cu ajutorul unei turbine de trecere.

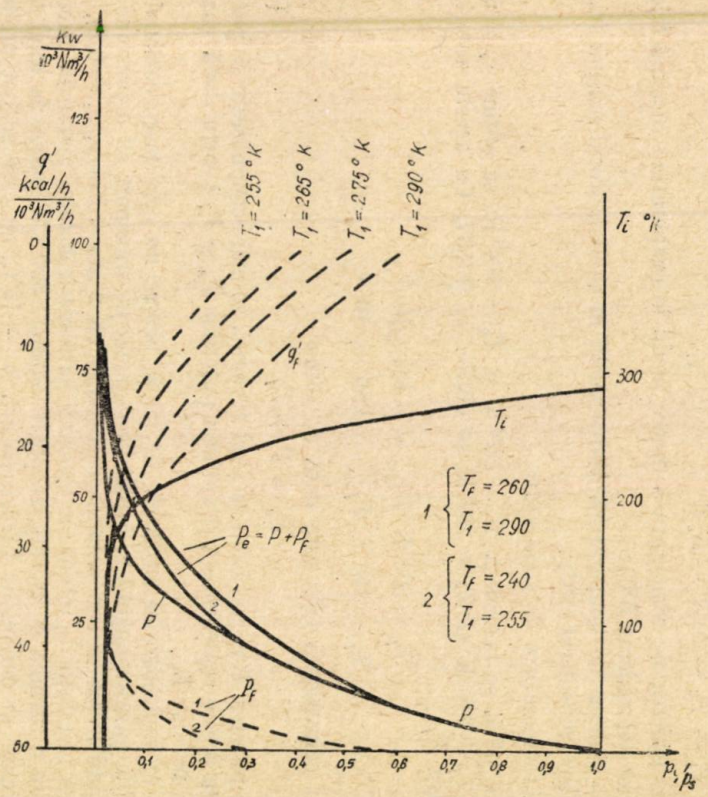


Fig. 8. — Variaţia cantităţii de frigorii şi a puterii echivalente în funcţie de p_i/p_2.

unde η_{if} = randamentul global al maşinii frigorifice cu compresor (considerat 0,5);

$\varepsilon_c = \dfrac{T_f - \Delta_E T}{T_1 - T_2' - \Delta_E T - \Delta_c T}$ eficienţa unui ciclu Carnot inversat;

$\Delta_E T$ = căderea de temperatură dintre medii în evaporatorul maşinii frigorifice (considerat 5°C);

$\Delta_c T$ = căderea de temperatură dintre medii în condensatorul maşinii frigorifice (considerat 5°C);

T_2' = temperatura de condensare.

Dacă de pildă se consideră $T_f = 260°K$ şi $T_2 = 300°K$, se obţine $\varepsilon_c = 5{,}1$, iar pentru $T_f = 240°K$ şi $T_2 = 300°K$ se obţine $\varepsilon_c = 3{,}37$. Cu aceste valori se capătă pentru P_f

$$T_f = 260°K \quad P_{f260} = 0{,}455\ q_f 10^{-3},$$

$$T_f = 240°K \quad P_{f240} = 0{,}69\ q_f\ 10^{-3}.$$

Puterea echivalentă (P_e) este dată de suma

$$P_e = P + P_f. \tag{11}$$

În afară de puterea P ce se obţine la axul turbinei, se mai economiseşte şi putere P_f. În figura 9 este reprezentată şi variaţia puterilor P_e şi P_f pentru două cazuri menţionate în figură.

Pentru exemplificare se arată că, de pildă, pentru un oraş mare consumînd 50 000 Nm^3/h, gazul ajungînd la capătul conductei de transport cu o presiune de 10 ata şi fiind livrat în conducta de distribuţie cu 2 ata (deci $p_i/p_s = 0{,}2$), cu ajutorul unei instalaţii de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcţia frigoficării cu o turbină de trecere, se poate obţine 1 300 kW putere la axul turbinei şi aproape un milion de frigorii pe oră la — 13°C, cu care se pot produce peste 150 t/zi de gheaţă artificială acoperindu-se astfel necesităţile de ghiaţă pentru 200 000 de locuitori. Puterea echivalentă este de 1 500 kW. Eficacitatea economică a unei astfel de instalaţii este evidentă.

5. FOLOSIREA PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN ÎN DIRECŢIA TERMICĂ, CU AJUTORUL UNEI TURBINE DE TRECERE

Greutatea specifică mare a gazului la intrarea în turbină face ca turbina de trecere la debitele probabile să trebuiască să funcţioneze cu un număr de rotaţii foarte ridicat, astfel încît să se obţină randamente acceptabile. În acest caz, pentru cuplarea turbinei cu un generator electric, este necesară intercalarea unui reductor de rotaţii.

Scăderea numărului de rotaţii al turbinei prin alegerea adecvată a tipului de turbină, de pildă o turbină radială centripetă, încă nu este suficient de mare, astfel încît să se poată obţine viteza maximă de sincronism pentru 50 Hz (3 000 rot/min), construcţia reductorului însă devine în acest caz mai simplă. Acest inconvenient al turbinei de trecere dispare, dacă în loc de a antrena un generator electric, turbina ar antrena un compresor rotativ sau o pompă.

Se poate astfel realiza o instalaţie de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcţia termică, la care turbina de trecere antrenează, prin cuplaj direct turbo-compresorul unei pompe de căldură, ce ar furniza căldură sau frig la acelaşi potenţial ca şi căldura sau frigul furnizat din schimbătorul de căldură de după turbină. După cum gazul la ieşirea din turbină va avea o temperatură ridicată

sau sub cea a ambianței, pompa de căldură va trebui să funcționeze ca o mașină calorifică sau frigorifică. Rezultă de aici că folosirea presiunii naturale în direcția termică se subdivide după caz, în direcția calorifică și în direcția frigorifică. În figura 9 sînt redate schemele instalațiilor de folosire a presiunii naturale a gazului metan în aceste direcții.

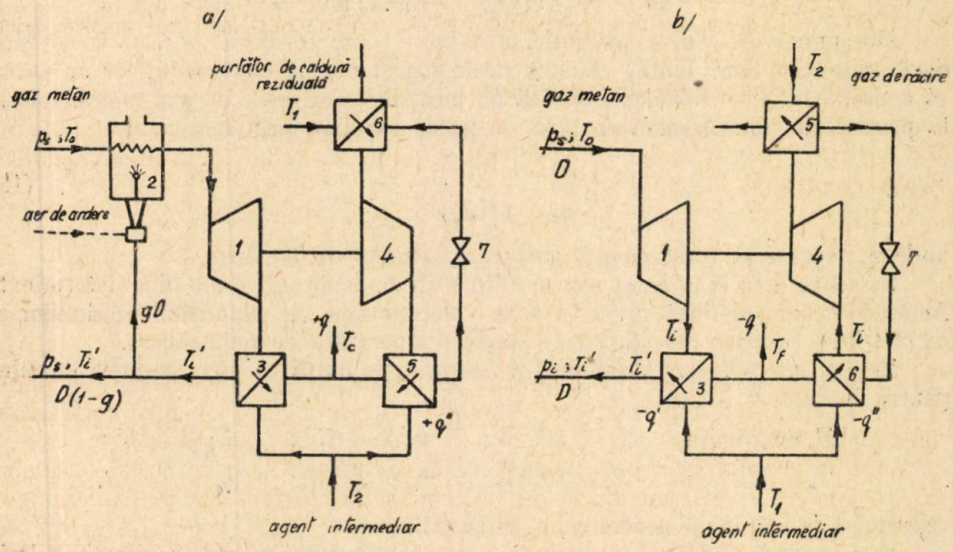


Fig. 9. — Schema instalațiilor de folosire a presiunii naturale a gazului metan în direcția termică (*a* — calorifică, *b* — frigorifică).

Pompa de căldură funcționînd ca o mașină calorifică, va putea livra un debit de calorii (q_c'') conform relației

$$q_c'' = 102\ AP\ \varepsilon_c'\ \eta_{pc}\ 3\,600 = 430\ P\varepsilon_c' \quad \frac{\text{kcal/h}}{10^3\ \text{Nm}^3/\text{h}}, \tag{12}$$

unde P = puterea dezvoltată la axul turbinei de trecere;

ε_c' = eficiența ciclului Carnot inversat pentru intervalul de temperatură între care lucrează pompa de căldură;

η_{pc} = randamentul global al pompei de căldură (considerat 0,5).

Eficiența ciclului Carnot inversat depinde de temperatura la care se livrează căldura (T_c), de temperatura agentului din care se pompează căldura (T_1), precum și de diferențele de temperatură dintre medii în condensator ($\Delta_c T$) și evaporator ($\Delta_E T$). Expresia pentru eficiența ciclului Carnot inversat (ε_c') este dată de formula

$$\varepsilon_c' = \frac{T_c + \Delta_c T}{T_c - T_1 + \Delta_c T + \Delta_E T}. \tag{13}$$

Căldura totală obținută va fi suma dintre căldura obținută în schimbătoru de căldură al turbinei de trecere (q_c') și căldura furnizată de pompa de căldură (q_c'')

$$q_c = q_c' + q_c'' \quad \frac{\text{kcal/h}}{10^3\text{Nm}^3/\text{h}}. \tag{14}$$

Cu relaţiile (2,) (3), (8), (12) şi (13), după înlocuiri se obţine relaţia pentru q_c

$$q_c = T_s \left\{ 124{,}7\,(1-\beta)\,\frac{T_c + \Delta_c T}{T_c - T_1 + \Delta_c T + \Delta_E T} + c_{pm} + [1 - \eta_{it} - (1-\beta)]\,10^3 \right\} - c_{pm}\,(T_2 + \Delta_s T)\,10^3, \tag{15}$$

Din punct de vedere energetic, instalaţia poate fi considerată ca economică dacă se obţine mai multă căldură decît cantitatea de căldură (q_g) ce ar putea să o producă într-o instalaţie clasică de încălzire cantitatea de gaz metan folosit la preîncălzire (g). Această condiţie se poate exprima prin relaţia

$$\frac{q_c}{q_c} = \frac{q_c}{g H_i \eta_g} \geq 1, \tag{16}$$

unde η_g reprezintă randamentul instalaţiei clasice de încălzire.

Se observă că şi în acest caz se obţine un domeniu economic bine determinat. Acest domeniu este însă situat în zona valorilor mici ale raportului presiunilor şi se restrînge simţitor pe măsură ce creşte temperatura de preîncălzire.

Pentru simplificarea ordinului de mărime, se arată că efectuîndu-se calculul pentru ipoteza

$$T_s = 590°\text{K}; \quad T_1 = 300°\text{K}; \quad \Delta_s T = 15°; \quad \Delta_E T = 5°;$$
$$T_c = 355°\text{K}; \quad T_2 = 325°\text{K}; \quad \Delta_c T = 5°; \quad \eta_g = 0{,}8,$$

raportul q_c/q_g devine 1 pentru p_i/p_s circa 0,25.

Se consideră că folosirea presiunii naturale a gazului metan în direcţia calorifică nu este avantajoasă decît în cazuri cu totul speciale.

Cu totul altfel se prezintă cazul în care pompa de căldură funcţionează ca o maşină frigorifică. Cantitatea de frigorii ce se poate obţine din pompa de căldură este dată de relaţia

$$q_f'' = 102\ AP\ \varepsilon_f' \eta_{pc}\, 3\,600 = 430\ P\ \varepsilon_f' \quad \frac{\text{kcal/h}}{10^3 \text{Nm}^3/\text{h}}, \tag{17}$$

unde

$$\varepsilon_f' = \frac{T_f - \Delta_E T}{T_2 - T_f + \Delta_c T + \Delta_E T}. \tag{18}$$

Cantitatea totală de frigorii obţinută va fi suma dintre frigoriile obţinute în schimbătorul de căldură al turbinei de trecere (q_f') şi frigoriile furnizate de pompa de căldură (q_f'').

$$q_f = q_f' + q_f''. \tag{19}$$

Cu relaţiile (2), (3), (9), (17) şi (18), după înlocuiri se obţine formula

$$q_f = T_s \left\{ 124{,}7\ (1-\beta)\ \frac{T_f - \Delta_E T}{T_2 - T_f + \Delta_c T + \Delta_E T} + c_{pm}\, 10^3 \right.$$
$$\left. [1 - \eta_{it}\ (1-\beta)] \right\} - c_{pm} 10^3\ (T_1 - \Delta_s T), \tag{20}$$

pentru q_f.

Puterea echivalentă ce se economisește este dată de relația (10) unde însă la numărător se va introduce cantitatea totală de frigorii (q_f) ce se obține.

Pentru o asemenea instalație nu este necesară preîncălzirea gazului, deci $T_s = T_0 = 290°K$. De asemenea se poate considera $T_2 = T_0 = 290$ K. În ipoteza

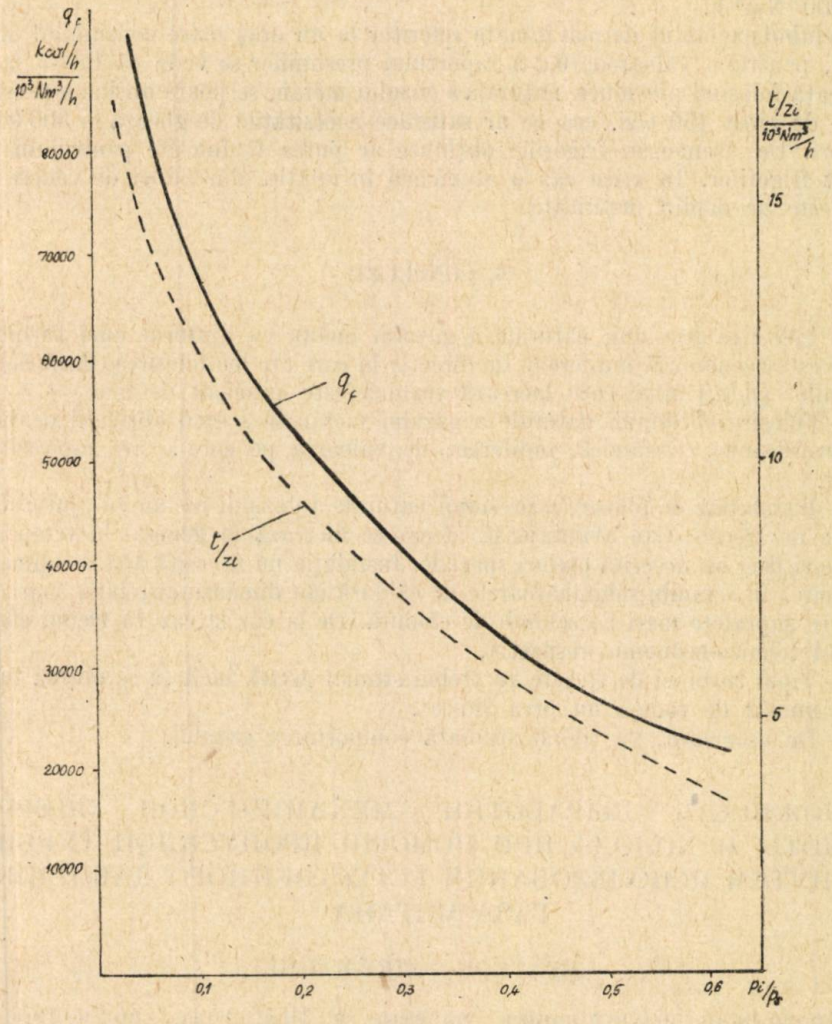


Fig. 10. — Variația frigoriilor Q_f în funcție de raportul presiunilor.

că instalația ar furniza frigoriile unei fabrici de gheață, este necesar ca $T_f = 260°K$, iar $T_1 = 270°K$. Presupunîndu-se diferențele de temperaturi precum urmează

$$\Delta_c T = 5°; \quad \Delta_E T = 5°; \quad \Delta_s T = 15°;$$

iar c_{pm} considerat 0,35 kcal/Nm³/grd și $\eta_{it} = 0,7$, relația (20) devine

$$q_f = 290\ [550\ (1 - \beta) + 350] - 99,25\ 10^3 \quad \frac{\text{kcal}}{10^3 \text{Nm}^3/\text{h}.}$$

În figura 10 este redată variaţia frigoriîlor obţinute într-o astfel de instalaţie, în funcţie de raportul presiunilor. De asemenea, considerîndu-se necesare 135 kcal pentru 1 kg gheaţă fabricată, în figură se dă şi producţia zilnică în tone a unei asemenea fabrici. Datele se referă la un debit de gaz metan trecut prin instalaţia de 1 000 Nm^3/h.

Reluînd exemplul de mai înainte referitor la un oraş mare consumînd 50 000 Nm^3/h, pentru o valoarede 0,2 a raportului presiunilor se vede că într-o fabrică de gheaţă folosind presiuuea naturală a gazului metan, se poate obţine o producţie zilnică de circa 450 t/zi, cea ce ar satisface necesităţile de gheaţă la 500 000 de locuitori. De asemenea, frigoriile obţinute ar putea fi folosite pentru un mare depozit frigorifer. În orice caz o asemenea instalaţie, din punct de vedere energetic, este pe deplin justificată.

6. CONCLUZII

— Folosirea presiunii naturale a gazului metan cu ajutorul unei turbine de trecere este economică, indiferent de direcţia în care are loc folosirea, dacă raportul presiunilor (p_i/p_s) între care lucrează turbina este suficient de mic.

— Folosirea presiunii naturale a gazului metan în scopul obţinerii de frigorii este întotdeauna economică, indiferent de valoarea pe care o are raportul presiunilor.

— Instalaţiile de folosire a presiunii naturale a gazului metan cu ajutorul unei turbine de trecere este avantajoasă, deoarece lucrează în general la temperaturi scăzute şi deci nu necesită oţeluri speciale. Instalaţia nu necesită apă de alimentare sau răcire. În schimb, schimbătoarele de căldură iau dimensiuni relativ mari, fiind necesare suprafeţe mari de schimb de căldură. De la caz la caz va trebui efectuat calculul tehnico-economic respectiv.

— Tipul turbinei de trecere va trebui studiat astfel, încît să se obţină turbine cu un număr de rotaţii nu prea ridicat.

— De asemenea, va trebui studiată comportarea gazului.

ВОЗМОЖНОСТЬ ВЫРАБОТКИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ, ТЕПЛОТЫ И ХОЛОДА ПРИ ПОМОЩИ ПРОПУСКНОЙ ТУРБИНЫ ПУТЕМ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЕСТЕСТВЕННОГО ДАВЛЕНИЯ ГАЗА МЕТАНА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Продолжая исследования, начатые в 1952 году, по вопросу об использовании с энергетической точки зрения естественного давления газа метана, авторы в настоящей статье рассматривают с теоретической точки зрения применение для этой цели пропускной турбины.

После некоторых общих предпосылок и анализа нескольких типичных случаев, авторы указывают, что использование естественного давления газа метана при помощи пропускной турбины возможно с следующими целями:

— для выработки механической энергии;

— для одновременной выработки механической энергии, а также теплоты или холода;

— для выработки только теплоты или холода.

Эти возможности анализируются далее по порядку, в зависимости от температуры предварительного подогревания газа метана и соотношения давлений, в пределах которых газ работает в турбине. Авторы приходят к заключению, что в отношении выработки механической энергии и тепла существуют экономические пределы, точно разграниченные с энергетической точки зрения, и определяют эти пределы. Выработка холода является экономичной при всех условиях.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Типичные формы энергетического использования естественного давления газа метана.

Рис. 2. — Схема использования естественного давления газа метана для механической работы при помощи пропускной турбины.

Рис. 3. — Мощность на оси турбины и выходная температура газа в зависимости от отношения давлений.

Рис. 4. — Изменения величин: g, P_g', $\left(\frac{p_i}{p_s}\right)_{\max}$ и $T_{i\max}$ в зависимости от T_s.

Рис. 5. — Схема установки при использовании естественного давления газа метана для теплофикации при помощи пропускной турбины.

Рис. 6. — Изменения количества теплоты Q'_c в зависимости от отношения давлений.

Рис. 7. — Схема установки при использовании естественного давления газа метана в холодильной промышленности при помощи пропускных турбин.

Рис. 8. — Изменения количества фригорий и эквивалентной мощности в зависимости от p_i/p_s.

Рис. 9. — Схема установок при использовании естественного давления газа метана в теплотехнике (a — калорийной, b — холодильной).

Рис. 10. — Изменения количества фригорий Q_f в зависимости от отношения давлений.

LA POSSIBILITÉ D'OBTENIR L'ÉNERGIE MÉCANIQUE, LA CHALEUR ET LE FROID À L'AIDE D'UNE TURBINE DE PASSAGE, EN UTILISANT LA PRESSION NATURELLE DU GAZ MÉTHANE

(RÉSUMÉ)

Continuant les recherches commencées en 1952 sur l'emploi énergétique de la pression naturelle du gaz méthane, dans l'article présent on étudie théoriquement l'emploi d'une turbine de passage, dans ce but.

Après certaines considérations générales, on analyse quelques cas typiques, en démontrant que la pression naturelle du gaz méthane peut être utilisée, à l'aide d'une turbine de passage, dans les buts suivants:

— en vue d'obtenir l'énergie mécanique;

— en vue d'obtenir simultanément de l'énergie mécanique aussi bien que la chaleur ou le froid;

— en vue d'obtenir exclusivement la chaleur ou le froid.

On analyse ensuite ces possibilités en fonction de la température de préchauffage du gaz méthane et du rapport qui existe entre les pressions entre lesquelles le gaz travaille dans la turbine. Les conclusions qu'on en tire démontrent que pour obtenir de l'énergie mécanique et de la chaleur, il existe un domaine économique bien délimité du point de vue énergétique et l'on détermine ce domaine. L'obtention du froid est économique dans toutes les conditions.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Evolutions typiques d'utilisation énergétique de la pression naturelle du méthane.

Fig. 2. — Schéma de l'utilisation de la pression naturelle du méthane dans un but mécanique, à l'aide d'une turbine de passage.

Fig. 3. — La puissance à l'axe de la turbine et la température de sortie du gaz en fonction du rapport des pressions.

Fig. 4. — Variation des grandeurs: g, $P_{g'}\left(\frac{p_i}{p_s}\right)$ max et T_i max en fonction de T_s.

Fig. 5. — Schéma d'une installation d'utilisation de la pression naturelle du méthane, en vue d'une production conjuguée de chaleur et d'électricité. à l'aide d'une turbine de passage.

Fig. 6. — Variation de la quantité de chaleur Q'_c en fonction du rapport des pressions.

Fig. 7. — Schéma d'une installation d'utilisation de la pression naturelle du méthane en vue de la réfrigération, à l'aide d'une turbine de passage.

Fig. 8. — Variation de la quantité de frigories et de la puissance équivalente en fonction de p_i/p_s.

Fig. 9. — Schéma des installations d'utilisation de la pression naturelle du méthane dans un but thermique (a = calorifique, b = frigorifique).

Fig. 10. — Variation des frigories Q_f en fonction du rapport des pressions.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Saphier, V. Pimsner şi A. C. Vasilescu, *Posibilitatea obţinerii de energie la exploatările de gaze naturale.* Studii şi cercetări de energetică, t. II, nr. 1—4, 1952, p. 89.
2. * * * *Posibilităţile de folosire a presiunii iniţiale a gazelor naturale în turbine de trecere.* *Nafta*, 1951, nr. 3—4.
3. E. A. Snee, *Teoriia gazovoi turbinî*, Maşghiz, Moscova, 1950.
4. * * * Spravocinic po transportu gazov. Gosnaptehizdat, Moscova, 1954.
5. V. S. Martînovski, *Holodilnîie maşinî.* Piscepromizdat, Moscova, 1950.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

TERMOTEHNICĂ

ASUPRA UTILIZĂRII PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN ÎN SCOPURI FRIGORIFICE ŞI ENERGETICE ÎN APARATE FIXE *)

DE

PAUL IOANID

În articolul de faţă se indică posibilitatea utilizării presiunii naturale a gazului metan într-un tub refrigerent şi se continuă analiza utilizării acestei presiuni în compresorul cu jet de gaz metan.

I. TUBUL REFRIGERENT (Ranque) ŞI POSIBILITĂŢILE DE APLICARE A ACESTUI TUB ÎN VEDEREA FOLOSIRII ENERGETICE A PRESIUNII NATURALE A GAZULUI METAN

Tubul Ranque constă dintr-un tub în care, printr-un ajutaj, se introduce tangenţial pe suprafaţa interioară a tubului, un gaz sub presiune. La un capăt al

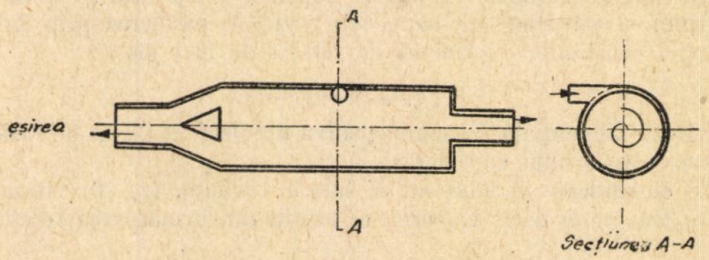


Fig. 1

tubului se găseşte o diafragmă centrală, iar la celălalt capăt o diafragmă inelară periferică.

În figura 1 este redată schema unui astfel de tub.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 30 decembrie 1954.

Experimental s-a constatat că introducînd un gaz într-un astfel de tub, cantitatea din gaz, care iese prin diafragma centrală, are o temperatură mai mică, iar cantitatea din gaz, care iese prin diafragma inelară, periferică, are o temperatură mai mare decît temperatura gazului la intrarea în ajutaj. Toate aceste temperaturi se referă la temperatura gazului frînat. Cu toate că acest aparat a fost studiat [1] explicîndu-se principial fenomenul, teoria și calculul acestui tub nu sînt cunoscute [2] și în cele ce urmează se propune teoria simplificată și un calcul aproximativ al tubului Ranque plecînd de la o schemă idealizată *). De asemenea, se vor arata deocamdată din punctul de vedere teoretic, posibilitățile de utilizare practică a tubului Ranque în vederea folosirii energetice a presiunii naturale a gazului metan.

Deoarece tubul Ranque poate găsi utilizări practice în special pentru producerea de frigorii, se propune ca acest tub să se numească turbionator frigorific.

Pentru cuprinderea într-o primă aproximație a fenomenului ce are loc în tub, se consideră gazul din tub separat în două vine, una centrală și una inelară periferică, formînd două sisteme termodinamice separate. Fiecare din aceste sisteme a avut inițial (la ieșirea gazului din ajutaj) aceeași stare termică, după care starea lor se diferențiază, vîna periferică luînd o temperatură mai ridicată decît vîna centrală, așa cum arată experiența. Presupunînd tubul perfect izolat termic în exterior, aceste sisteme nu pot schimba energia decît între ele, schimbul cu ambianța fiind exclus prin ipoteza făcută.

Răcirea vînei centrale, respectiv încălzirea vînei periferice nu poate avea loc decît printr-un schimb de energie între cele două sisteme și anume de la vîna centrală către vîna periferică. Presupunînd că la viteza la care are loc fenomenul, schimbul de căldură între cele două sisteme este neglijabil, energia internă a gazului din vîna centrală va trebui să scadă, în timp ce energia internă a vînei periferice va crește. Această variație a energiei interne nu poate avea loc fără un schimb de energie între cele două sisteme. Acest schimb se face sub formă de energie cinetică.

Gazul la o presiune p_s și temperatură T_s este introdus în tub printr-un ajutaj așezat tangențial pe suprafața interioară a tubului. În tub se stabilește presiunea p_i. În funcție de forma ajutajului și de valoarea raportului p_i/p_s a presiunilor, gazul intră în tub cu o viteză subsonică, sonică sau supersonică. Indiferent de domeniul vitezelor, în secțiunea tubului ce cuprinde și ajutajul (secțiunea $A-A$; fig. 1), distribuirea vitezelor are loc, dacă neglijăm pierderea prin frecare după legea circulației constante, exprimată de relația de mai jos

$$w_x r_x = \text{const.}, \tag{1}$$

unde w_x = viteza tangențială a gazului pentru un element inelar de rază r_x,

r_x = raza elementului considerat.

Deoarece destinderea gazului nu se face în vacuum, ($p_i > 0$) viteza nu poate lua o valoare mai mare decît valoarea rezultată din următoarea relație:

$$w_{\max} = \sqrt{\frac{2g}{A}}\, h, \tag{2}$$

unde h reprezintă căderea entalpică din evoluția izentropică ce are loc între starea inițială a gazului (p_s, T_s) și presiunea din interiorul tubului (p_i).

*) După elaborarea acestei lucrări a apărut în «Isvestia Akademi Nauk», 1954, nr. 10, articolul lui Grodzovski și Kuzneţov tratînd despre problema calculului turbionatorului refrigerent.

În figura 2 este redată variația vitezei de-a lungul unei raze în secțiunea considerată ($A-A$).

Din cauza frecării ce are loc între elementele concentrice de gaz, într-o anumită secțiune a tubului se poate stabili un regim limită posibil, în care vitezele să se repartizeze conform rotației corpului solid. Această lege de repartiție a vitezelor este redată de relația următoare:

$$\frac{w_x^*}{r_x} = \text{const.}, \qquad (3)$$

unde cu w^* s-au notat vitezele tangențiale corespunzătoare acestui regim final.

În figura 2 este trasată și dreapta $w^* = f(r)$, reprezentînd variația vitezelor pentru un astfel de regim final.

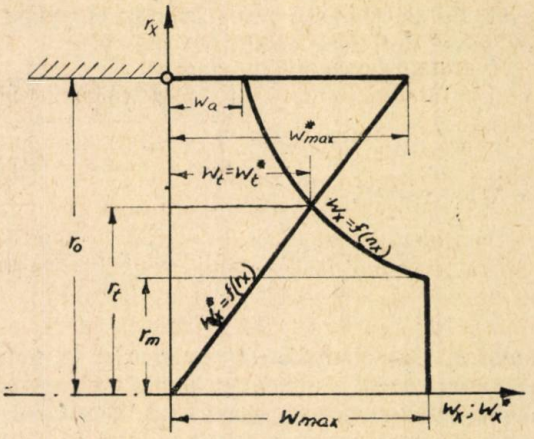


Fig. 2

Pentru un anumit element inelar de rază r_t vitezele din regimul inițial și final sînt egale, ele diferind în sens opus de o parte și de alta a acestui element. În consecință, la trecerea de la regimul inițial la cel final, un element inelar de rază $r_y < r_t$ va ceda o cantitate de energie cinetică, iar un element inelar de rază $r_z > r_t$ va primi o cantitate de energie cinetică. Aceste cantități de energie se pot exprima prin relațiile de mai jos

$$\begin{aligned} \mathrm{d}E_y &= \frac{(w_y)^2 - (w_y^*)^2}{2}\,\mathrm{d}m_y\,, \\ \mathrm{d}E_z &= \frac{(w_z^*)^2 - (w_z)^2}{2}\,\mathrm{d}m_z\,, \end{aligned} \qquad (4)$$

unde $\mathrm{d}m$ reprezintă masa elementului considerat *).

În felul acesta, între cele două vine (centrală, de rază r_t și periferică) se poate produce un schimb de energie cinetică. Acest lucru se poate exprima prin egalitatea

$$E_y = E_z,$$

sau

$$\int_0^{r_t} \frac{(w_y)^2 - (w_y^*)^2}{2}\,\mathrm{d}m_y = \int_{r_t}^{r_0} \frac{(w_t^*)^2 - (w_z)^2}{2}\,\mathrm{d}m_z\,. \qquad (5)$$

În felul acesta se explică cedarea de energie între cele două vine de gaz și deci scăderea temperaturii frînate a gazului din vîna centrală, în timp ce crește temperatura din vîna periferică. Gazul rece ce trece prin diafragma centrală se scurge cu o viteză suficient de mare, astfel încît în cazul ideal considerat, se poate admite ipoteza făcută în sensul că transferul de căldură de la vîna periferică către vîna centrală, practic nu are timp să se efectueze.

*) $\mathrm{d}m_x = \rho_x\, 2\pi r_x\, \mathrm{d}r_x$ unde ρ_x reprezintă densitatea gazului din elementul inelar de rază r_x

Cu cît secțiunea diafragmei centrale va fi mai mică sau cu cît secțiunea diafragmei inelare periferice va fi mai mare, cu atît temperatura gazului rece, ce iese prin diafragma centrală, va fi mai scăzută, precum și raportul dintre cantitatea de gaz rece și cantitatea totală de gaz introdus în tub va fi mai mic.

Pentru a stabili repartiția vitezelor pentru regimul final teoretic, în vederea determinării razei de tranziție (r_t), trebuie determinată viteza w^*_{max}. Această viteză poate fi determinată prin egalarea energiilor cinetice în regimul inițial și final. Se poate deci scrie relația de mai jos

$$\int_0^{r_0} \frac{(w_x)^2 \, dm_x}{2} = \int_0^{r_0} \frac{(w_x^*)^2 \, dm_x}{2} ,$$

de unde rezultă

$$\frac{\pi r_m^2 \rho_x (w_{max})^2}{2} + \int_{r_m}^{r_0} \frac{2\pi r_x \rho_x (w_x)^2}{2} dr_x = \int_0^{r_0} \frac{2\pi r_x \rho_x^* (w_x^*)^2}{2} dr_x , \tag{6}$$

unde ρ_x reprezintă densitatea gazului în funcție de rază. În ipoteza că transmiterea de energie cinetică are loc la presiune constantă *), iar gazul rece este considerat izolat termic de gazul cald, densitatea gazului pentru o anumită rază este aceeași pentru regimul inițial și final ($\rho_x = \rho_x^*$).

Din expresiile (1) și (3) se pot scrie următoarele relații, pentru pătratul vitezelor în regim inițial și final:

$$(w_x)^2 = \frac{(w_a)^2 r_0^2}{r_x^2} ,$$

$$(w_x^*)^2 = \frac{(w^*_{max})^2 r_x^2}{r_0^2} . \tag{7}$$

De asemenea, din dinamica gazelor [3] este cunoscută următoarea relație pentru densitatea gazului, în funcție de viteza în regim inițial:

$$\rho_x = \rho_0 \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \cdot \frac{(w_x)^2}{a_{cr}^2} \right)^{\frac{1}{k-1}} , \tag{8}$$

unde ρ_0 = densitatea inițială a gazului comprimat,

a_{cr} = viteza sunetului în regim critic.

Înlocuind relațiile (7) și (8) în relația (6), se obține pentru viteza w^*_{max} relația:

$$(w^*_{max})^2 = \frac{\frac{r_m^2 w_{max}^2}{2} \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \cdot \frac{w_{max}^2}{a_{cr}^2} \right)^{\frac{1}{k-1}} + w_a^2 r_0^2 \int_{r_m}^{r_0} \frac{1}{r_x} \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \cdot \frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2} \right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x}{\frac{1}{r_0^2} \int_0^{r_0} r_x^3 \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \cdot \frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2} \right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x} . \tag{9}$$

*) Caz analog cu transmiterea de energie cinetică, de către gaz, rotorului unei turbine cu acțiune.

Calculul aproximativ al turbionatorului frigorific expus mai sus se referă la cazul ideal de funcționare. În realitate, cantitatea gazului rece trebuie să fie mai mică și temperatura lui trebuie să fie mai mare decît în cazul ideal, deoarece:

— nu au fost luate în considerație pierderile ce au loc în ajutaj;

— s-a neglijat transferul de căldură între straturile de gaz de diferite temperaturi;

— repartiția vitezelor în starea finală va diferi de repartiția teoretic admisă [3].

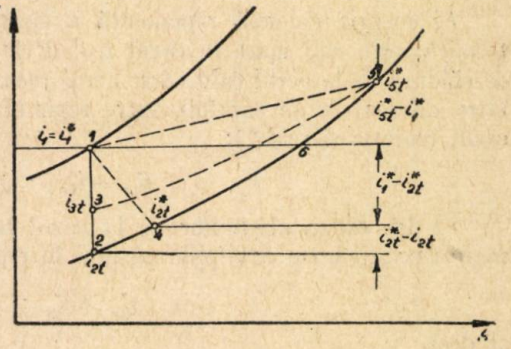


Fig. 3

Pentru a se trece la considerarea procesului real, se analizează în prealabil evoluțiile ce le suferă gazul în cazul funcționării ideale, optime, a turbionatorului frigorific. În figura 3 sînt redate schematic aceste evoluții, într-o diagramă $I-S$.

Deoarece fiecare element inelar suferă evoluții diferite pentru simplificare, în scopul descrierii acestor evoluții, se consideră în diagrama $I-S$ mărimile medii de stare pentru gazul rece, respectiv gazul cald.

Punctul 1 reprezintă starea gazului la intrarea în ajutaj. Punctul 2 reprezintă starea gazului din regiunea centrală a tubului (în secțiunea $A-A$, figura 1), deci după ce gazul s-a destins atît în ajutaj, cît și în camera de turbionare. Punctul 3 reprezintă starea gazului din regiunea periferică (secțiunea $A-A$, fig. 1).

Evoluția 2—4 reprezintă trecerea gazului din regiunea centrală, de la regimul inițial de viteză (1), la regimul final considerat (3). Această evoluție se caracterizează prin cedarea unei părți din energia cinetică a gazului către gazul din regiunea periferică, precum și prin transformarea ireversibilă a energiei cinetice remanente, în energie termică.

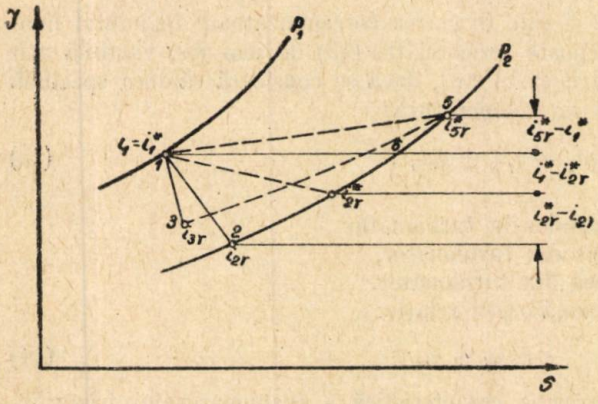


Fig. 4

Evoluția 3—5 reprezintă în mod analog trecerea gazului din regiunea periferică de la regimul de viteză inițial la cel final. Această evoluție se caracterizează prin preluarea unei cantități de energie cinetică și transformarea în energie termică a întregii cantități de energie cinetică.

După cum se vede, cazului ideal teoretic admis îi sînt proprii evoluțiile 2—4 și 3—5 impuse de funcționarea turbionatorului frigorific de faptul că vitezele tangențiale nu se pot transforma în presiune. În comparație cu vitezele tangențiale, vitezele axiale se pot considera ca neglijabile.

Trecînd acum la evoluțiile ce au loc la funcționarea reală (fig. 4) se constată următoarele diferențe:

a) evoluțiile 1—2 și 1—3 nu sînt izentropice, ci politropice. Din această cauză rezultă următoarele relații între entalpiile gazului din regiunea centrală și periferică a tubului, în regimul inițial, pentru cazul teoretic și real:

$$i_{2r} > i_{2t} \; ; \; i_{3r} > i_{3t}, \tag{10}$$

b) energia cinetică remanentă a gazului rece, ce se transformă în energie termică, este mai mare în cazul real decît în cazul teoretic. Are loc un transfer de căldură de la aerul cald către aerul rece. Ca urmare rezultă următoarea relație, între diferențele de entalpii, între regimul inițial și final al gazului rece pentru cazul teoretic și real *):

$$i^*_{2r} - i_{2r} > i^*_{2t} - i_{2t}, \tag{11}$$

c) din cauza abaterilor de la cazul teoretic descris mai sus, rezultă următoarele relații între entalpiile gazului în regim final, pentru cazul teoretic și real:

$$i^*_{2r} > i^*_{2t} \; ; \; i^*_{5r} < i^*_{5t}$$

și deci

$$\left.\begin{aligned} i^*_1 - i^*_{2r} &< i^*_1 - i^*_{2t}, \\ i^*_{5r} - i^*_1 &< i^*_{5t} - i^*_1 . \end{aligned}\right\} \tag{12}$$

Din analiza celor de mai sus se constată, ceea ce era și de așteptat, că atît frigoriile, cît și caloriile obținute în cazul real sînt în cantitate mai mică decît în cazul teoretic.

★

Pe baza schemei de funcționare a turbionatorului frigorific elaborată mai sus, se poate trece acum la stabilirea unei metode de calcul pentru un asemenea dispozitiv.

Între entalpiile gazului rece și cald în starea corespunzătoare regimului final și entalpia inițială a gazului se poate scrie relația (13) de mai jos, valabilă atît pentru cazul teoretic, cît și pentru cazul real, dacă se consideră căldura specifică a gazului constantă, în funcție de temperatură:

$$q i_1 = q_f i_2 + q_c i_5 \; , \tag{13}$$

unde

q = debitul total de gaz introdus în turbionator,
q_f = debitul de gaz rece scos din turbionator,
q_c = debitul de gaz cald scos din turbionator.

Între aceste trei debite există următoarea relație:

$$q = q_f + q_c. \tag{14}$$

Se poate considera ca o mărime caracteristică a turbionatorului frigorific, raportul dintre cantitatea de gaz rece extras din turbionator și cantitatea totală de gaz introdus, ce se propune a se numi coeficient de separație (f).

$$f = \frac{q_f}{q}. \tag{15}$$

*) Mărimile notate cu asterisc corespund stărilor corespunzătoare regimului final.

Relația (13), ținînd seama de relațiile (10) și (11), se mai poate scrie sub următoarea formă:

$$i_1 = fi_2 + (1 - f)\, i_5 \tag{16}$$

sau, dacă se pun în evidență căderile entalpice dintre starea inițială a gazului (punctul 1 din fig. 3 și 4) și stările finale (punctele 2 și 5 din fig. 4 și 5) se obține relația de mai jos:

$$f(i_1 - i_2) = (1 - f)(i_5 - i_1). \tag{17}$$

Deoarece cunoscînd presiunea p_s a gazului și presiunea p_i din tub și alegînd forma ajutajului, se poate ușor calcula mărimea i_1, rezultă că pentru calculul turbionatorului frigorific este suficient să se calculeze două din trei mărimi (f; i_2; i_5), pentru ca utilizînd relația (16) sau (17) să se calculeze a treia mărime.

În cele ce urmează se arată, pentru cazul teoretic, metoda de calcul pentru mărimile i_{2t} și f pe baza celor de mai sus.

Pentru un turbionator frigorific ale cărui dimensiuni sînt cunoscute se va proceda precum urmează:

a) Se stabilește viteza (w_a) de ieșire a gazului din ajutaj. Pentru simplitatea ajutajului se poate alege această viteză egală cu viteza sunetului.

b) Pe baza raportului presiunilor dintre presiunea din tub și presiunea gazului comprimat (p_i/p_s) se determină viteza tangențială maximă (w_{max}) cu următoarea relație:

$$w_{max} = \sqrt{\frac{2g\,(i_1 - i_{2t})}{A}}\,. \tag{18}$$

c) Se determină raza (r_m) la care se stabilește viteza maximă pentru regimul inițial. Din relațiile (1) și (2) rezultă următoarea relație pentru calculul acestei raze:

$$r_m = \frac{w_a\, r_0}{w_{max}}\,. \tag{19}$$

d) Se determină viteza w_{max} cu ajutorul relației (9) și se stabilește grafic raza de tranziție r_t (fig. 2), care împarte turbionatorul frigorific în cele două domenii, domeniul central, rece și domeniul periferic, cald.

e) Pe baza ecuațiilor de amestec a gazului în mișcare și anume

$$i = \int_0^{r_x} i_x\, \mathrm{d}m_x\,,$$

unde $\mathrm{d}m_x$ reprezintă masa unui element inelar de rază r_x, se determină entalpia gazului rece în regim final după relația următoare:

$$i^*_{2t} = \int_0^{r_t} (i^*_{2t})_x\, \varrho_x\, 2\pi r_x\, \mathrm{d}r_x\,, \tag{20}$$

unde

$$(i^*_{2t})_x = (i_{2t})_x + A\,\frac{(w^*_x)^2}{2g} = i^*_1 - A\,\frac{(w_x)^2 - (w^*_x)^2}{2g}\,. \tag{21}$$

Introducînd în relația (20) relațiile (21), (7) și (8), se obține

$$i^*_{2t} = 2\pi\rho_0 \int_0^{r_t} r_x \left[i_1 - \frac{A}{2g}\left(\frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2} - \frac{(w^*_{\max})^2 r_x^2}{r_0^2}\right)\right]\left(1 - \frac{k-1}{k+1}\frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2}\right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x. \quad (22)$$

f) Coeficientul de separație (f) se calculează pe baza relației de mai jos

$$f_t = \frac{q_f}{q} = \frac{\int_0^{r_t} 2\pi r_x \rho_x \, dr_x}{\int_0^{r_0} 2\pi r_x \rho_x \, dr_x},$$

sau cu relațiile (7) și (8):

$$f_t = \frac{2\pi\rho_0 \int_0^{r_t} r_x \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\cdot\frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2}\right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x}{2\pi\rho_0 \int_0^{r_0} r_x \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\cdot\frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2}\right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x}. \quad (23)$$

g) Temperatura gazului rece în regim final se calculează după legea amestecului gazelor în mișcare

$$T^*_{2t} = \frac{i^*_{2t}}{\int_0^{r_t} c_p \, dm_x}$$

sau

$$T^*_{2t} = \frac{i^*_{2t}}{2\pi\rho_0 c_p \int_0^{r_t} r_z \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\cdot\frac{w_a^2 r_0^2}{r_x^2 a_{cr}^2}\right)^{\frac{1}{k-1}} dr_x} \quad (24)$$

h) Temperatura gazului cald se determină cu ajutorul entalpiei lui cu relația (13). În felul acesta se poate efectua calculul unui turbionator frigorific.

★

În literatura sovietică [2] sînt redate rezultatele obținute experimental cu un tub Ranque și anume

Gazul folosit: aer,
temperatura inițială: 23°C,

raportul presiunilor: $\frac{p_i}{p_s} = 0{,}1$,

diametrul tubului: $2r_0 = 16$ mm,
diametrul diafragmei centrale: 4...7 mm,
temperatura gazului rece: $T_{2\,exp} = -47$°C,
coeficientul de separație: $f_{exp} = 0{,}3$.

Pentru a verifica justețea metodei de calcul expusă mai sus, s-a calculat cu această metodă temperatura aerului rece și valoarea coeficientului de separație pentru datele experimentale date mai sus.

Experiențele fiind executate cu ajutaje simple, se poate deci considera viteza la ieșirea din ajutaj egală cu viteza sunetului

$$w_a = 20{,}1\sqrt{T_1} = 345 \text{ m/s},$$

$$w_{\max} = 535 \text{ m/s},$$

$$r_m = \frac{w_a r_0}{w_{\max}} = 5{,}17 \text{ mm},$$

$$a_{cr} = 18{,}3\sqrt{T_1} = 314 \text{ m/s}.$$

Pentru efectuarea integralelor, s-a folosit regula lui Simpson. Se obține

$$w^*_{\max} = 495 \text{ m/s}; \; r_t = 6{,}6 \text{ mm}; \; w_t = 407 \text{ m/s},$$

$$f_{\text{calc}} = 0{,}495,$$

$$T^*_{2\,\text{calc}} = 226°\text{K sau } -47°\text{C},$$

$$T^*_{5\,\text{calc}} = 367°\text{K sau } +94°\text{C}.$$

Comparînd rezultatele obținute prin calcul, cu rezultatele experimentale, se observă o coincidență perfectă în ceea ce privește temperatura și o diferență apreciabilă în ceea ce privește coeficientul de separație. Acestea se explică prin abaterea fenomenelor reale de la cele teoretice admise pentru calcul.

Dacă se ține seama că din calcul, diametrul diafragmei centrale ar fi trebuit să fie $2r_t = 13{,}2$ mm, și că diafragma tubului experimentat a avut un diametru ce a variat între 4 și 7 mm, atunci este normal ca în cazul experienței coeficientul de separație să fie mai mic. De asemenea, cu cît diametrul diafragmei centrale este mai mic, cu atît și temperatura gazului rece trebuie să fie mai scăzută. Acest lucru înseamnă că la un diametru egal cu $2r_t$, în cazul experimentat, s-ar fi obținut o temperatură superioară celei din calcul. Egalitatea dintre temperatura obținută experimental și cea calculată pentru cazul teoretic poate fi considerată ca o coincidență.

Pe de altă parte, este foarte probabil, așa cum s-a mai arătat, ca în cazul real, din cauza transferului de căldură dintre diferitele straturi de gaz, să nu se stabilească regimul final dat de condiția (3) și astfel raza de tranziție să fie mai mică decît cea rezultată la regimul teoretic considerat. Acest lucru explică de asemenea abaterea în minus a coeficientului de separație real față de cel teoretic.

Avînd în vedere că abaterile de la cazul real sînt în sensul așteptat, se poate considera că experiența nu infirmă schema de calcul admisă.

★

Pentru a se putea trece de la turbionatorul frigorific teoretic la cel real, se introduce noțiunea de randament intern al turbionatorului frigorific după relația de definiție:

$$\eta_i = \frac{f_r(T_1 - T_{2r})}{f_t(T_1 - T_{2t})}. \tag{25}$$

La rîndul său, acest randament intern se propune a se exprima în funcție de două mărimi, randamentul de separație (φ) și coeficientul de temperatură (θ) date de următoarele relații de definiție

$$\varphi = \frac{f_r}{f_t}, \tag{26}$$

$$\theta = \frac{T_1^* - T_{2r}^*}{T_1^* - T_{2t}^*}. \tag{27}$$

În felul acesta, randamentul intern (η_i) este dat de produsul dintre randamentul de separație (φ) și coeficientul de temperatură (θ) precum urmează:

$$\eta_i = \varphi \cdot \theta. \tag{28}$$

Mărimile φ și θ, deci implicit și η_i, trebuie stabilite experimental în funcție de parametrii constructivi și funcționali ai turbionatorului frigorific pentru fiecare caz în parte. Totodată se va putea scoate în evidență influența asupra funcționării turbionatorului frigorific a factorilor ca: felul gazului folosit și dimensiunile diafragmei etc.

Cunoscînd variația randamentului de separație și a coeficientului de temperatură în funcție de o serie de factori amintiți mai sus, turbionatorul frigorific se poate calcula folosind metoda de calcul pentru cazul teoretic expusă mai înainte și aducînd următoarele corecții:

$$T_{2r}^* = \theta T_{2t}^* + (1 - \theta)\, T_1^*, \tag{29}$$

$$f_r = \varphi f_t. \tag{30}$$

Din relația (16) se poate determina i_{5r} cu formula:

$$i_{5r}^* = \frac{i_1^* - \varphi f_t\, i_{2r}^*}{1 - \varphi f_t}, \tag{31}$$

de unde se poate calcula temperatura reală a gazului cald (T_{5r}^*), i^*_{2r} calculîndu-se cu ajutorul relației (29).

Revenind la turbionatorul frigorific experimental și la aplicarea metodei de calcul pentru funcționarea lui în condiții teoretice, din datele obținute rezultă aparent următoarele valori pentru mărimile φ și θ:

$$\varphi = \frac{0{,}3}{0{,}495} = 0{,}605 \text{ și } \theta = 1,$$

aceste valori însă nu sînt valabile, deoarece așa cum s-a mai arătat, dacă aparatul experimentat ar fi funcționat cu același diametru al diafragmei ca cel rezultat din calcul ($2r_{t\,calc}$), atunci atît φ, cît și θ ar fi luat valori mai mici. În ecuațiile de definiție (26) și (27) a mărimilor φ și θ trebuie introduse valorile, pentru cazurile teoretic și real, corespunzătoare aceloraşi parametri funcționali și constructivi, atît timp cît studiul experimental al randamentului de separație și al coeficientului de temperatură nu va dovedi, care sînt acei parametri a căror variație

nu influențează mărimile φ sau θ. Pentru alți parametri constructivi sau funcționali, decît cei considerați în calculul teoretic, vor trebui aduse corecturile necesare mărimilor φ și θ calculate ca mai sus.

★

Turbionatorul frigorific reprezintă un dispozitiv simplu și fără părți în mișcare, cu ajutorul căruia se poate produce concomitent frig destul de înaintat și căldură de potențial redus. Din punct de vedere energetic, producerea de frigorii pe această cale este foarte avantajoasă ori de cîte ori se dispune de un gaz la presiune, căci se economisește cantitatea de energie necesară producerii frigoriilor respective cu o mașină frigorifică cu compresor sau absorbție. Căldura obținută, avînd în special în vedere faptul că aceasta se obține la o temperatură relativ scăzută, nu poate fi considerată decît ca un produs secundar. În consecință turbionatorul frigorific trebuie privit ca o instalație care produce în principal frigorii, gazul cald fiind considerat ca o resursă secundară de energie.

Ca o aplicație practică a turbionatorului frigorific se întrevede producerea de frigorii cu un asemenea aparat, folosind presiunea naturală a gazului metan. În două articole [4] și [5], publicate în «Studii și cercetări de energetică», se arată posibilitatea obținerii de frigorii prin folosirea presiunii naturale a gazului metan, însă cu ajutorul unei turbine de trecere.

Pentru a se compara între ele două instalații de producere a frigoriilor, una cu un turbionator frigorific și alta cu o turbină de trecere, se poate considera randamentul comparativ (η_c), ca raportul dintre frigoriile obținute cu ajutorul turbionatorului frigorific și cele obținute cu ajutorul turbinii de trecere, ambele instalații lucrînd între aceleași presiuni inițiale (p_s) și finale (p_i). Se poate scrie următoarea relație de definiție a randamentului comparativ

$$\eta_c = \frac{f\,(i_1^* - i_2^*)}{\eta_t\,(i_1^* - i_2^{(t)})}, \tag{32}$$

unde η_t = randamentul turbinii de trecere,

$i_2^{(t)}$ = entalpia gazului la ieșirea din turbina de trecere.

Pentru un raport al presiunilor de $p_i/p_s = 0{,}1$ și $\eta_t = 0{,}7$ se obține o valoare pentru randamentul comparativ de circa 0,35.

De asemenea, căderea de temperatură este mai mare în turbina de trecere. Raportul dintre aceste două căderi de temperatură este de circa 0,7 pentru $p_i/p_s = 0{,}1$.

Din cele de mai sus rezultă net superioritatea energetică a turbinii de trecere, pentru obținerea de frigorii, față de turbionatorul frigorific. Totuși avînd în vedere extrema simplitate în construcție și funcționare, deci avîndu-se în vedere atît investițiile, cît și cheltuielile de exploatare extrem de reduse, din punct de vedere economic turbionatorul frigorific își poate găsi o serie de domenii de folosire pe deplin justificate.

Astfel, cu ajutorul turbionatorului frigorific montat în conducta de alimentare, a unui oraș, cu gaz metan și în rețeaua de distribuție, se poate produce gheață artificială într-o instalație foarte simplă și cu cheltuieli minime de exploatare; la un combinat chimic se pot înlocui eventualele instalații frigorifice clasice, consumatoare de energie; la o centrală termică se poate regla temperatura apei de răcire la o valoare constantă și optimă, indiferent de condițiile de temperatură

ale ambianței etc. Dacă se poate găsi utilizare și pentru căldura din gazul cald, atunci turbionatorul frigorific devine încă și mai economic.

Ca o altă utilizare posibilă a turbionatorului frigorific se arată folosirea acestuia la experimentarea compresorului cu jet de gaz metan, în vederea măririi coeficientului de injecție prin încălzirea gazului de presiune înaltă și răcirea gazului de presiune joasă.

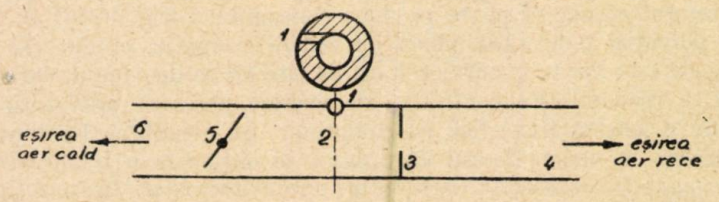


Fig. 5.

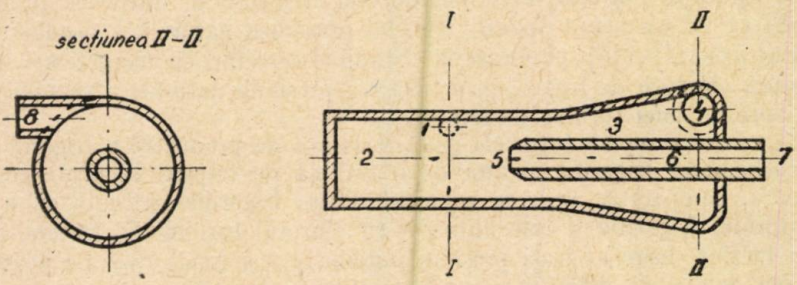


Fig. 6

Ținînd seama de faptul că cu cît scade diametrul diafragmei centrale, sau crește secțiunea diafragmei inelare periferice, cantitatea de gaz rece și temperatura acestuia scade, se poate construi un turbionator frigorific conform schemei redate în figura 5. Cu un asemenea aparat, cantitatea și simultan cu aceasta și temperatura gazului rece, poate fi reglată prin simpla acționare a clapetei de reglaj. Cu cît clapeta va fi mai deschisă, cu atît se va obține la celălalt capăt al tubului o cantitate de gaz rece mai mică însă la o temperatură mai scăzută. În cazul în care clapeta este complet închisă, temperatura frînată a gazului, la ieșirea prin diafragma centrală, va fi egală cu temperatura de intrare a gazului în turbionator, acesta funcționînd ca un ventil de laminare.

Ca o altă soluție constructivă a turbionatorului frigorific se arată construcția redată în figura 6.

În încheiere se mai arată că unul din dezavantajele folosirii presiunii gazului metan, pentru obținerea de frigorii, este pericolul formării și jivrării hidratului de metan, care se formează datorită conținutului de apă al gazului. Acest lucru, dacă nu se iau măsuri de uscare a gazului, limitează temperatura pînă la care se poate răci gazul, în funcție de umiditatea lui.

În cazul folosirii turbionatorului frigorific, acest pericol dispare, deoarece hidratul de metan solid, ce s-ar forma la temperatura joasă a gazului din partea centrală a tubului, este centrifugat către periferie, de unde este evacuat cu gazul cald. O dată cu frînarea vitezei tangențiale, temperatura frînată fiind ridicată,

hidratul de metan se descompune în metan și vapori de apă. În felul acesta turbionatorul frigorific poate să joace și rolul de separator centrifugal, limitînd sau înlăturînd complet pericolul de jivraj al hidratului de metan.

II. INFLUENȚA TEMPERATURII ASUPRA COEFICIENTULUI DE INJECȚIE AL COMPRESORULUI CU JET FUNCȚIONÎND CU GAZ METAN

Problema compresorului cu jet pentru gaz metan, ce se studiază în cadrul Institutului de energetică [4], [5], [6], pune în evidență necesitatea măririi coeficientului de injecție, în scopul măririi debitului de gaze de joasă presiune.

Rezervele de gaz metan de înaltă presiune sînt limitate, de aceea prezintă interes analizarea posibilității de a antrena gaz de joasă presiune, cu un gaz de presiune înaltă cît mai mică posibil. Este știut însă că, cu cît presiunea gazului de înaltă presiune este mai mică pentru aceleași presiuni medii și joase, coeficientul de injecție se micșorează simțitor, ajungîndu-se ca la o presiune superioară bine determinată, să se oprească complet antrenarea gazului de joasă presiune; este cazul în care coeficientul de injecție este egal cu zero.

În studiul de față se încearcă o analiză asupra posibilităților de mărire a coeficientului de injecție, prin acționarea asupra temperaturilor gazului de înaltă și joasă presiune.

În literatură [6], [4], [7] se dă valoarea coeficientului de injecție a unui compresor cu jet, în funcție de căderile ideale entalpice și de coeficienții ce caracterizează pierderile în aparat

$$u = \frac{\varphi}{k}\sqrt{\frac{h_{1t}}{h_{2t}} - 1}\,, \tag{33}$$

unde

$u = \dfrac{G_i}{G_s}$ = coeficientul de injecție,

G_i = debitul de gaz de presiune inferioară,

G_s = debitul de gaz de presiune superioară,

h_{1t} = căderea izentropică în ajutaj a gazului de înaltă presiune (fig. 1),

h_{2t} = creșterea izentropică de entalpie în difuzor,

$\dfrac{\varphi}{k}$ = coeficientul ce caracterizează pierderile în compresorul cu jet,

p_s = presiunea gazului de înaltă presiune,

p_m = presiunea gazului de medie presiune (amestecul),

p_i = presiunea gazului de joasă presiune.

Să studiem un caz particular și anume temperatura $T_0 = T_s$, adică temperaturile gazului de înaltă și joasă presiune la intrarea în compresor sînt egale.

Să exprimăm coeficientul de injecție în funcție de presiunile p_m, p_s, p_i.

Pentru aceasta se utilizează figura 7, în care

A — caracterizează starea gazului de înaltă presiune la intrarea în compresor,

B — starea gazului de înaltă presiune la finele destinderii în ajutaj,

B_t — starea gazului de înaltă presiune în cazul destinderii izentropice,

C — starea gazului de joasă presiune la intrarea în compresor,

D — starea amestecului în camera de amestec,

E — starea amestecului după comprimarea în difuzor,

F — starea amestecului la finele unei comprimări izentropice în difuzor.

În scopul simplificării calculelor se admite o ipoteză simplificatoare și anume se presupune că $T_m = T'_m$. Această simplificare nu introduce pentru cazurile curente o eroare mai mare de 1—2 %.

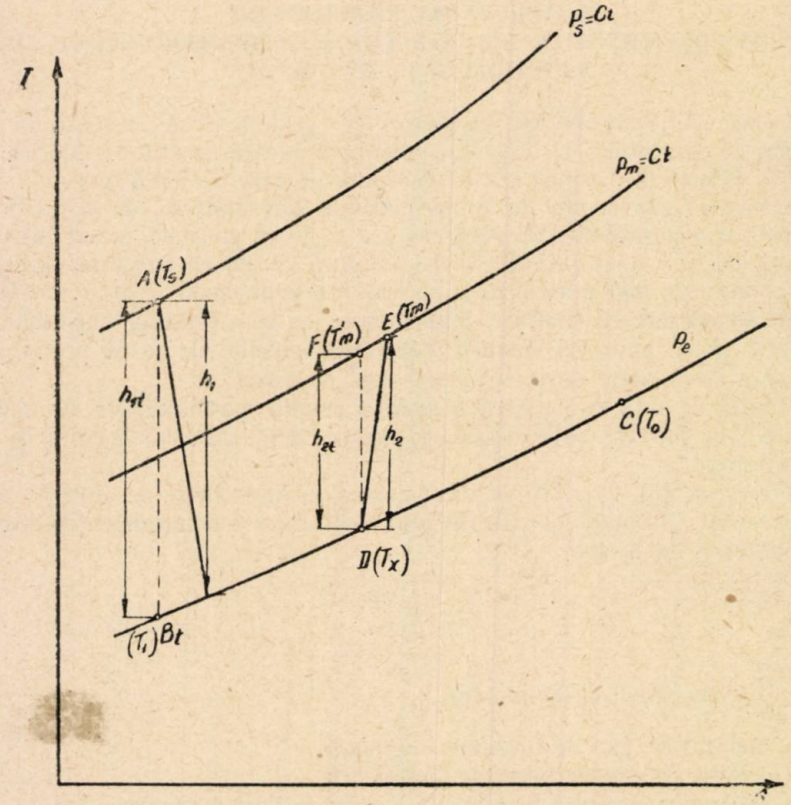


Fig. 7

Pentru a arăta acest fapt, presupunem că

$$\frac{p_m}{p_i} = 2\,,$$

$$\frac{T_m}{T_x} = \left(\frac{p_m}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}} = 1{,}182\,,$$

$$\frac{n-1}{n} = 0{,}24\,,$$

$\frac{h_{2t}}{h_2} = \varphi_3 =$ Coeficientul pierderilor în difuzor pentru gazul metan.

$$\frac{h_{2t}}{h_2} = \frac{T'_m - T_x}{T_m - T_x}\,,$$

de unde:

$$100\,\frac{T_m - T'_m}{T_m} = 100\left[\frac{T_x}{T_m}\,\varphi_3 - \frac{T_x}{T_m} - \varphi_3 + 1\right]$$

pentru $\varphi_3 = 0{,}94$

$$100\,\frac{T_m - T'_m}{T_m} = 1\ \%\,.$$

Cu această ipoteză căderile entalpice se pot exprima (cu notațiile din fig. 1), în cazul cînd considerăm gazul metan ca un gaz perfect

$$h_{1t} = C_p\,T_s\left(1 - \frac{T_1}{T_s}\right),$$

$$h_{2t} = C_p\,T_m\left(1 - \frac{T_x}{T_m}\right).$$

Din ecuația bilanțului energetic la ieșirea și intrarea în compresor se obțin

$$i_s = u\ i_0 = i_m\ (1 + u), \tag{34}$$

i_s = entalpia gazului de înaltă presiune la intrarea în compresor,
i_0 = entalpia gazului de joasă presiune la intrarea în compresor,
i_m = entalpia amestecului la ieșirea din compresor.
În cazul cînd $T_s = T_0$, se vede din ecuația (34) că

$$T_m = T_0.$$

Deci căderile entalpice pot fi scrise

$$h_{1t} = C_p\,T_s\left[1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right],$$

$$h_{2t} = C_p\,T_s\left[1 - \left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right].$$

De unde coeficientul de injecție capătă expresia

$$u = \frac{\varphi}{k}\sqrt{\frac{1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1 - \left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}}} - 1\,. \tag{35}$$

Din expresia (35) se vede că în cazul particular, cînd temperaturile gazului de joasă și înaltă presiune sînt egale, această temperatură nu influențează coeficientul de injecție. Se poate deci spune că prin ridicarea ambelor temperaturi, în același timp, coeficientul de injecție nu se poate mări.

Pentru compararea cu unele rezultate ulterioare ale acestui studiu, se calculează cu formula (35) coeficientul de injecție pentru anumite raporturi de presiuni.

Rezultatele sînt arătate în figura 8.

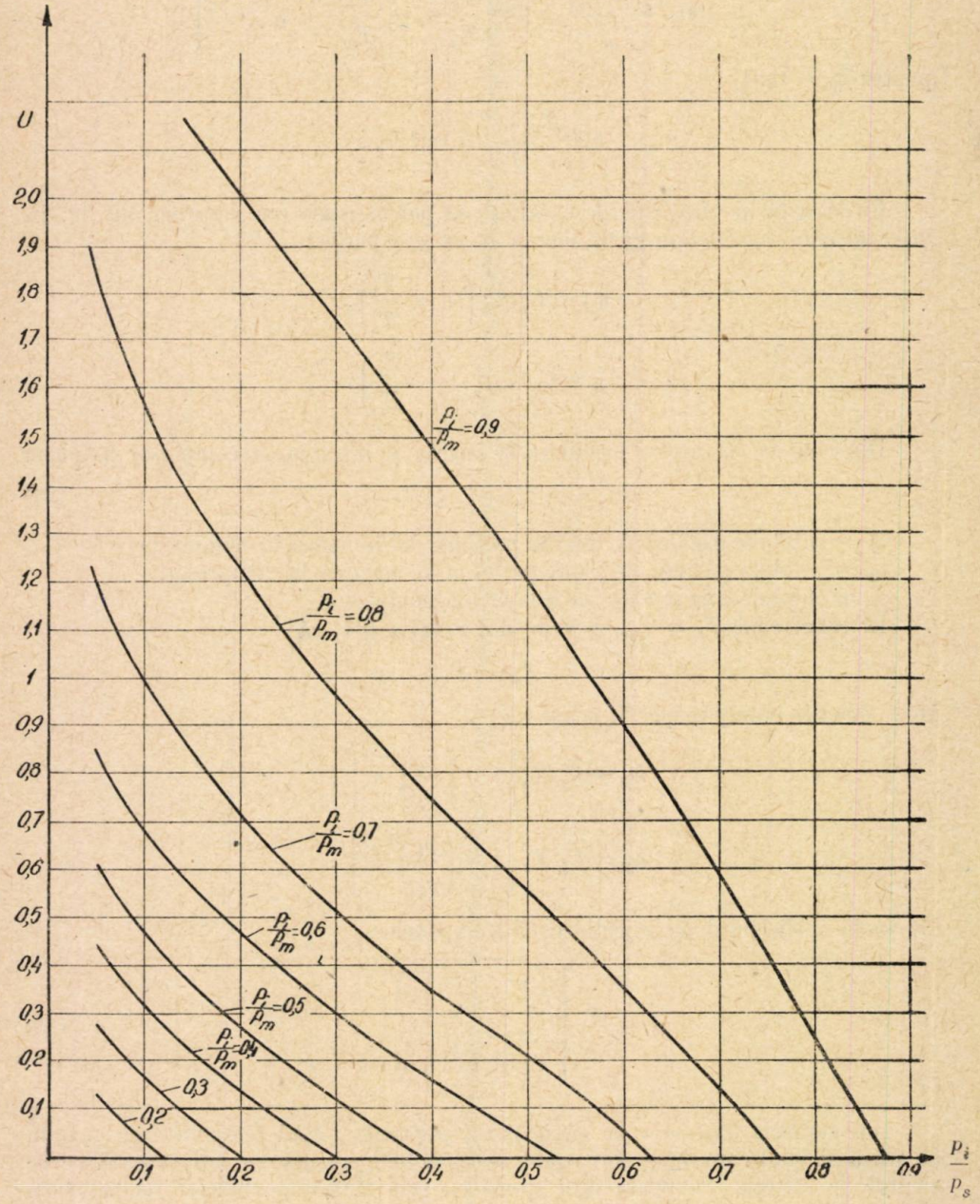

U
2,0
1,9
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
$\frac{p_i}{p_m}=0,9$
$\frac{p_i}{p_m}=0,8$
$\frac{p_i}{p_m}=0,7$
$\frac{p_i}{p_m}=0,6$
$\frac{p_i}{p_m}=0,5$
$\frac{p_i}{p_m}=0,4$
0,3
0,2
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
$\frac{p_i}{p_s}$

Fig. 8

În calcule s-a admis pentru compresorul de gaz metan

$$\frac{n-1}{n} = 0{,}241 \; ; \; \frac{\varphi}{k} = 0{,}894.$$

Din curbele coeficientului de injecție se observă că funcționarea compresorului cu jet este posibilă numai pentru anumite raporturi de presiuni $\frac{p_i}{p_s}$ și $\frac{p_i}{p_m}$, pentru care $u \neq 0$.

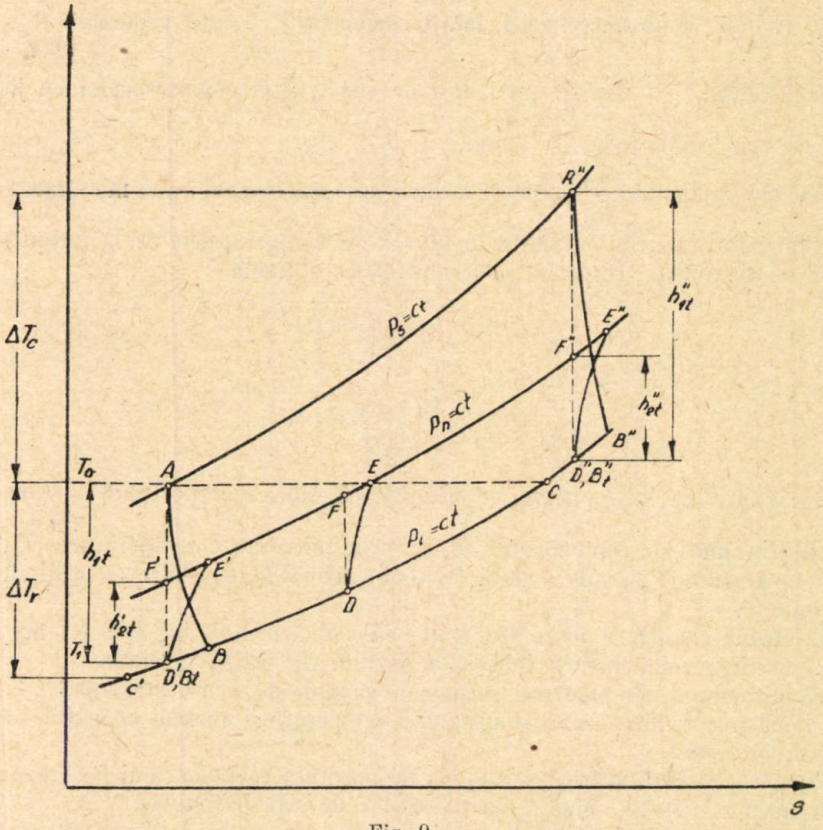


Fig. 9

Dacă s-ar cere, de exemplu, funcționarea compresorului cu jet în următoarele condiții:

$$p_s = 60 \text{ at}; \; p_i = 24 \text{ at} \quad \text{și} \quad p_m = 48 \text{ at},$$

atunci se poate spune că, dacă temperaturile gazului de joasă și înaltă presiune sînt egale (ipoteză admisă la calculul coeficientului de injecție — fig. 8), funcționarea compresorului cu jet este imposibilă.

Într-adevăr pentru $\frac{p_i}{p_m} = 0{,}5$; $\frac{p_i}{p_s} = 0{,}4$; graficul din figura 8 arată că, coeficientul de injecție $u = 0$.

Aceasta înseamnă că pentru aceste raporturi de presiuni gazul de înaltă presiune, din cauza pierderilor interioare prea mari în raport cu căderea entalpică ce se realizează, nu mai reuşeşte să antreneze gazul de joasă presiune şi să-l comprime, compresorul cu jet funcţionînd în acest caz ca un simplu ventil de laminare, în care presiunea coboară de la 60 at la 48 at.

Pentru raporturile de presiuni, pentru care coeficientul de injecţie conform curbelor din figura 8 este mic sau egal cu zero, trebuie găsită posibilitatea de a realiza o mărire a acestui coeficient.

Pentru a mări raportul de injecţie pentru aceleaşi valori ale presiunilor p_s, p_m, p_i, trebuie, conform ecuaţiei, mărit coeficientul $\frac{\varphi}{k}$ sau raportul $\frac{h_{1t}}{h_{2t}}$.

Coeficientul $\frac{\varphi}{k}$ depinde mai ales de construcţia compresorului cu jet şi de el nu ne vom ocupa în acest studiu.

Mărirea raportului $\frac{h_{1t}}{h_{2t}}$ se poate realiza prin mărirea lui h_{1t} şi micşorarea lui h_{2t}.

Exprimînd căderile entalpice în funcţie de temperaturile de la începutul procesului de destindere, respectiv de comprimare, obţinem

$$h_{1t} = C_p T_s \left[1 - \left(\frac{p_i}{p_s} \right)^{\frac{n-1}{n}} \right],$$

$$h_{2t} = C_p T_x \left[\left(\frac{p_m}{p_i} \right)^{\frac{n+1}{n}} - 1 \right].$$

Din expresiile lui h_{1t} şi h_{2t} se observă că mărirea raportului $\frac{h_{1t}}{h_{2t}}$ se poate realiza prin mărirea temperaturii T_s şi prin micşorarea temperaturii T_x.

Temperatura T_x scade o dată cu temperatura T_0, celelalte condiţii rămînînd neschimbate.

În ultimă analiză se poate deci spune că coeficientul de injecţie se măreşte prin

a) mărirea temperaturii iniţiale a gazului de înaltă presiune,

b) micşorarea temperaturii iniţiale a gazului de joasă presiune,

c) mărirea şi micşorarea simultană a temperaturii gazului de înaltă, respectiv de joasă presiune.

Pentru a analiza aceste posibilităţi de mărire a coeficientului de injecţie, vom lua la început pentru simplitatea calculelor un caz particular.

Vom presupune că gazul de joasă presiune, ce are iniţial temperatura T_0, se răceşte înainte de intrarea în compresor, astfel ca punctul C să se deplaseze în C' (fig. 9).

Scăderea de temperatură ΔT_r se alege astfel, încît punctul D' al amestecului să se confunde cu punctul B_t.

Căderile entalpice în acest caz se pot exprima

$$h_{1t} = C_p T_1 \left[\left(\frac{p_s}{p_i} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right],$$

$$h'_{2t} = C_p T_1 \left[\left(\frac{p_m}{p_i} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right].$$

T_1 reprezintă temperatura stărilor caracterizate prin punctele D' și B_t, adică temperatura la finele destinderii izentropice a gazului de înaltă presiune.

Coeficientul de injecție are în acest caz expresia

$$u = \frac{\varphi}{k} \sqrt{\frac{\left(\frac{p_s}{p_c}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1}{\left(\frac{p_m}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1}} - 1 \,. \tag{36}$$

Se observă că și în acest caz, analog cazului studiat anterior (în care temperatura gazului de înaltă și de joasă presiune erau inițial egale), coeficientul de injecție nu depinde de temperatura gazului de înaltă presiune, T_0, la intrarea în compresor. Ca o concluzie, cazul caracterizat prin punctele A'', D'', B_t'', E'', F'', obținut prin încălzirea gazului de înaltă presiune cu ΔT_c, înainte de intrarea în compresor și în care se îndeplinește aceeași condiție a superpunerii punctului D'' peste B_t'', are același coeficient de injecție ca și cazul caracterizat prin punctele A', D', B_t, E' F'.

Se poate deci spune că din punctul de mărire a coeficientului de injecție, scăderea temperaturii gazului de joasă presiune cu ΔT_r este echivalentă cu creșterea de temperatură a gazului de înaltă presiune cu ΔT_c (fig. 9).

Pentru a studia eficacitatea acestui tip de răcire, respectiv încălzire, vom compara coeficientul său de injecție cu coeficientul de injecție al unui compresor cu jet, în care temperaturile inițiale ale gazului de înaltă și joasă presiune sînt egale.

Notăm cu

u_0 = coeficientul de injecție al unui compresor cu jet, în care temperaturile gazului de joasă și înaltă presiune sînt egale,

u_r = coeficientul de injecție al unui compresor cu jet, ce lucrează conform proceselor redate în figura 9.

Utilizînd formulele (35) și (36), obținem

$$u_0 = u_r : \frac{\sqrt{\frac{1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1 - \left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}}} - 1}{\sqrt{\frac{\left(\frac{p_s}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1}{\left(\frac{p_m}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1}} - 1.} \,. \tag{37}$$

Simplificînd formula (37), obținem

$$u_0 = (1 + u_r) \left(\frac{p_m}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{2n}} - 1. \tag{38}$$

Calculînd pentru diferite raporturi $\frac{p_m}{p_s}$ se obțin rezultatele exprimate în figura 10.

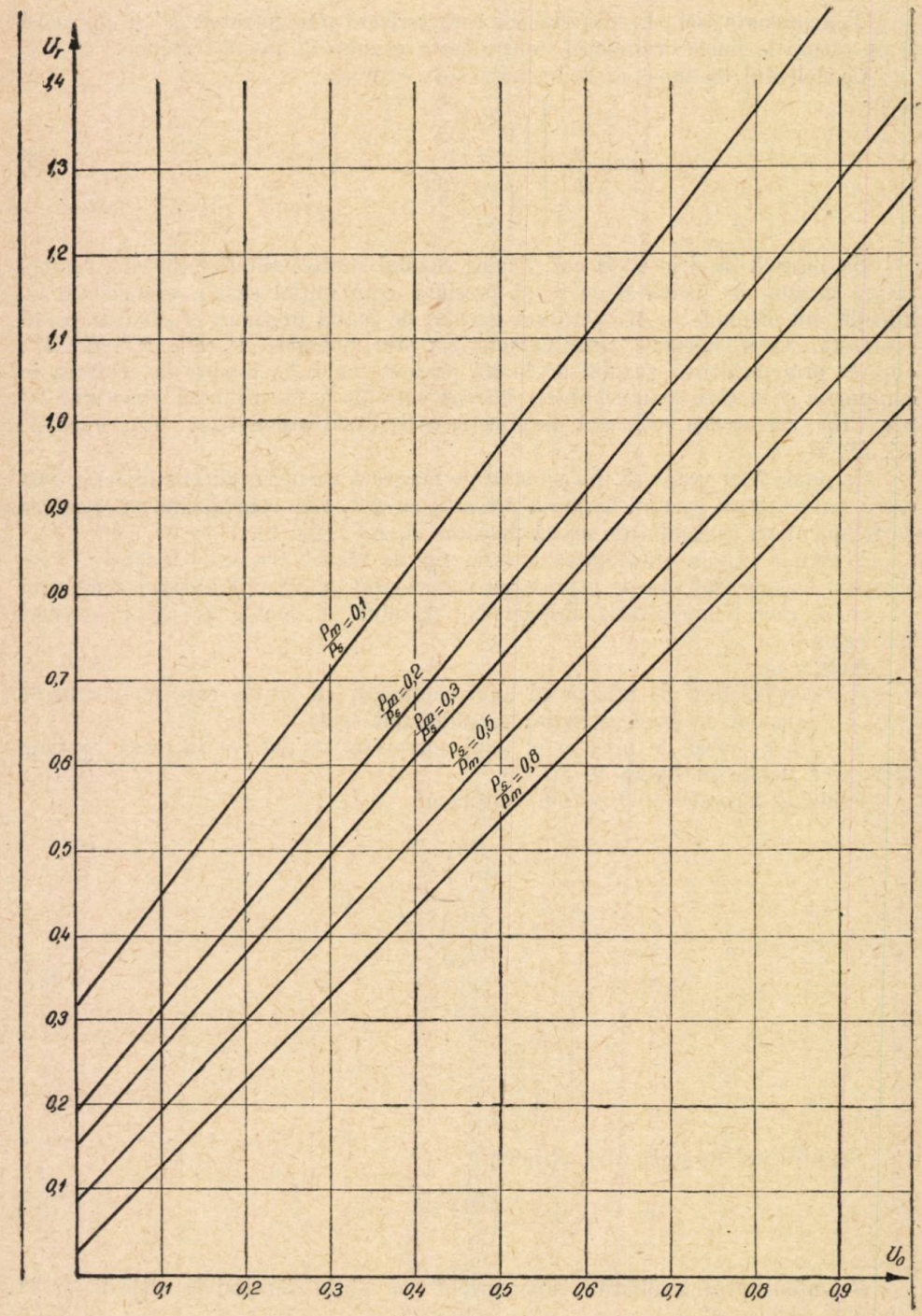

U_r
1,4
1,3
1,2
1,1
1,0
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
$\frac{p_{np}}{p_s}=0,1$
$\frac{p_{np}}{p_s}=0,2$
$\frac{p_{np}}{p_s}=0,3$
$\frac{p_s}{p_m}=0,5$
$\frac{p_s}{p_m}=0,6$
U_0
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9

Fig. 10

Din figura 10 se observă că, în cazul încălzirii gazului de înaltă presiune cu ΔT_c sau, ceea ce este echivalent, în cazul răcirii gazului de joasă presiune cu ΔT_r, pentru acele cazuri în care coeficientul de injecție $u_0 = 0$ este egal cu zero, coeficientul $u_r \neq 0$.

Prin încălzire sau răcire, compresorul cu jet poate deci funcționa și în cazurile în care în mod obișnuit (temperaturile gazului de înaltă și joasă presiune egale) funcționarea compresorului cu jet este imposibilă.

Pentru a analiza creșterea procentuală a coeficientului u_r față de coeficientul u_0, pe baza curbelor din figura 10, se trasează în figura 11 variația raportului

$$\frac{u_r}{u_0} = f\left(\frac{p_m}{p_s};\ u_0\right).$$

Din curbele figurii 11 se poate trage concluzia că, creșterea procentului este cu atît mai mare, cu cît coeficientul de injecție u_0 este mai mic, deci eficacitatea încălzirii și răcirii inițiale a gazului de înaltă, respectiv de joasă presiune, este mare, în cazurile în care compresorul fără încălzire funcționează defavorabil sau nu poate de loc funcționa.

Pentru a compara influența creșterii temperaturii gazului de înaltă presiune, cu scăderea temperaturii gazului de joasă presiune, trebuie să comparăm diferența ΔT_c, cu diferența ΔT_r, ce reprezintă creșterea, respectiv scăderea de temperatură, pentru realizarea aceluiași coeficient de injecție.

Pentru simplitatea calculelor, admitem fără a face o eroare prea mare (fig. 9)

$$\Delta T_r = h_{1t},$$
$$\Delta T_c = h''_{1t}.$$

În acest caz se poate exprima ΔT_r și ΔT_c în funcție de raportul $\frac{p_s}{p_i}$ în felul următor:

$$\frac{\Delta T_c}{T_0} = \left(\frac{p_s}{p_c}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1,$$

$$\frac{\Delta T_r}{T_0} = 1 - \frac{1}{\left(\frac{p_s}{p_i}\right)^{\frac{n-1}{n}}}.$$

Rezultatele calculului sînt trecute în figura 12.

Se poate observa că $\Delta T_r < \Delta T_c$ pentru toate raporturile de presiuni, deci răcirea gazului de joasă presiune este mult mai eficace, decît încălzirea gazului de înaltă presiune.

Această concluzie este valabilă pentru orice mărime a variației de temperatură și se explică în felul următor:

Răcirea gazului de joasă presiune micșorează lucrul mecanic de comprimare al amestecului, fără să modifice căderea entalpică în ajutaj, deci lucrul mecanic de destindere al gazului de înaltă presiune.

Încălzirea gazului de înaltă presiune mărește căderea entalpică în ajutaj pentru același raport de presiune, însă influențează și lucrul mecanic de comprimare, în sensul că îl mărește. Aceasta are loc în virtutea faptului că temperatura amestecului este mai mare în cazul preîncălzirii, față de cazul cînd nu există preîncălzire.

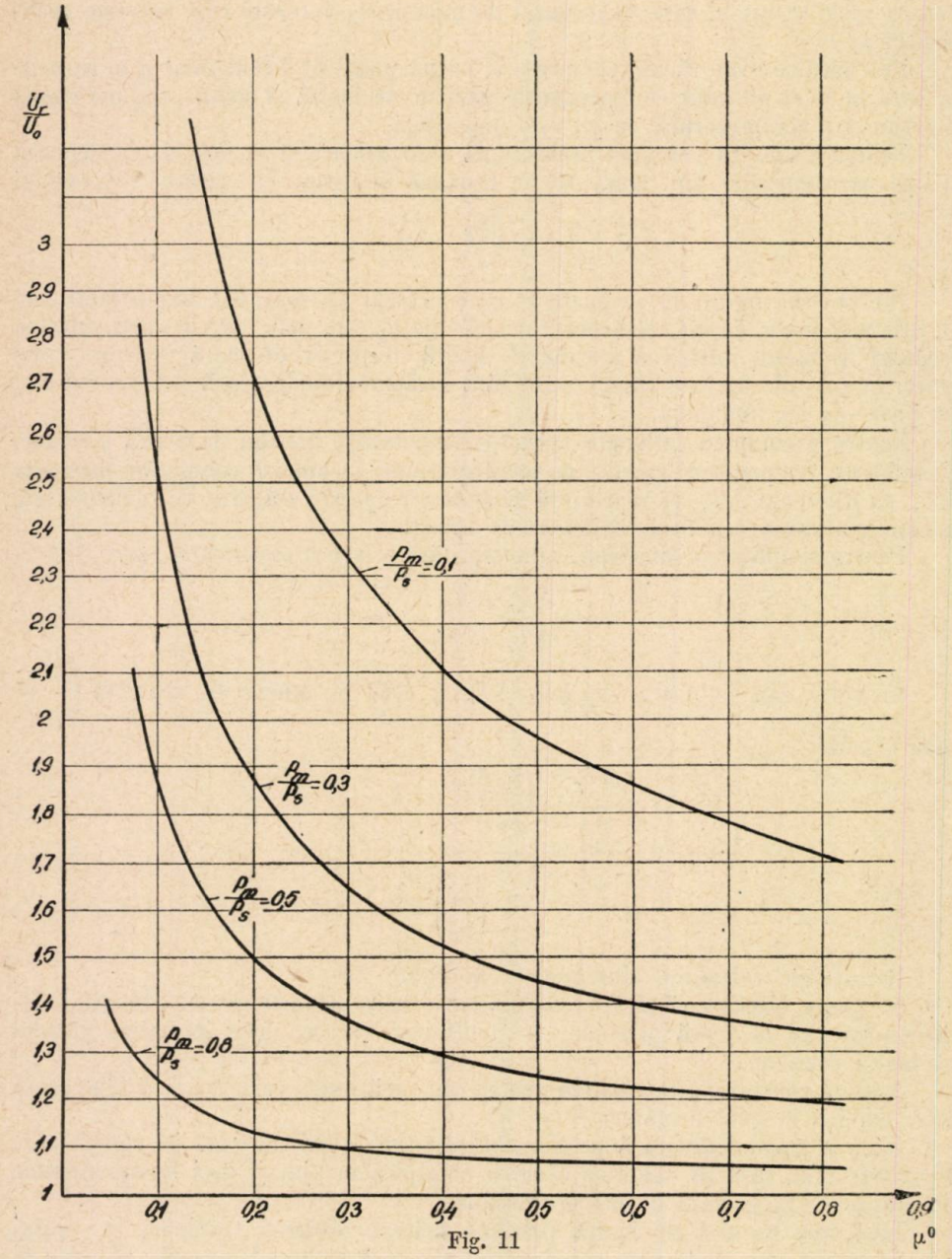

$\frac{U_r}{U_o}$
3
2,9
2,8
2,7
2,6
2,5
2,4
2,3
2,2
2,1
2
1,9
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
$\frac{p_\infty}{p_s}=0,1$
$\frac{p_\infty}{p_s}=0,3$
$\frac{p_\infty}{p_s}=0,5$
$\frac{p_\infty}{p_s}=0,8$
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
μ^0

Fig. 11

Pentru a studia influența temperaturii, în cazul general, pentru o variație oarecare de temperatură a gazului de înaltă și joasă presiune, separată sau simultană, trebuie dedus coeficientul de injecție în funcție de temperatura gazului de înaltă și joasă presiune.

Utilizînd notațiile din figura 7 se pot exprima căderile entalpice

$$h_{1t} = C_p T_s \left[1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right],$$

$$h_{2t} = C_p T_m \left[1 - \left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right].$$

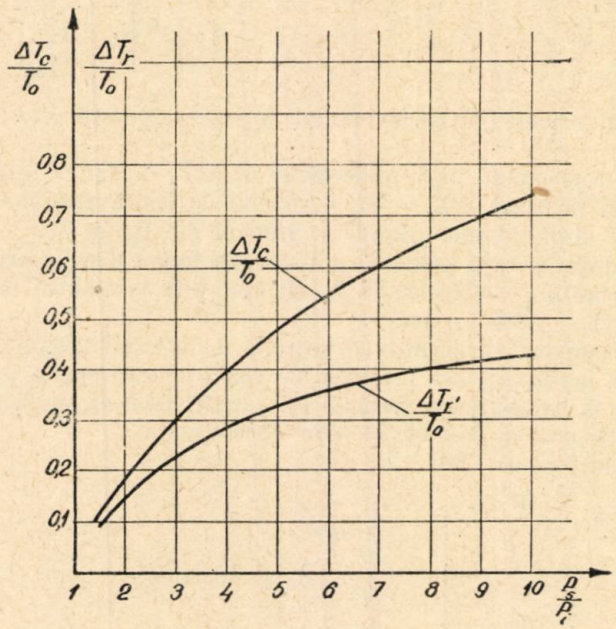


Fig. 12

Din ecuația (2) a bilanțului energetic se obține

$$T_m = \frac{T_s + u\,T_0}{1+u}.$$

În felul acesta coeficientul de injecție se poate scrie

$$u = \frac{\varphi}{k}\sqrt{\frac{C_p T_s\left[1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}{C_p\left(\frac{T_s + uT_0}{1+u}\right)\left[1 - \left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}\right]}} - 1.$$

Efectuînd reducerile, se obține pentru determinarea coeficientului de injecție u, ecuația

$$u^2 + u\frac{T_s + T_0}{T_0} - \frac{T_s}{T_0}\left\{\frac{k^2}{\varphi^2}\left[\frac{1-\left(\frac{p_c}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1-\left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}}\right]-1\right\}=0.$$

Singura rădăcină pozitivă are expresia

$$u = -\frac{T_s + T_0}{2T_0} + \frac{1}{2}\sqrt{\left(\frac{T_s + T_0}{T_0}\right)^2 + \frac{4T_s}{T_0}\left\{\frac{k^2}{\varphi^2}\left[\frac{1-\left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1-\left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}}\right]-1\right\}}. \quad (39)$$

Calculăm cu formula (39) coeficientul de injecție u, pentru cazul: $T_s = 490°$ K; $T_0 = 240°$K.

Acest caz corespunde unei preîncălziri cu $\Delta T_c = 200°$ a gazului de înaltă presiune și unei răciri cu $\Delta T_r = 50°$ a gazului de înaltă presiune.

Rezultatele obținute sînt arătate în graficul din figura 13.

Din comparația acestui grafic cu graficul din figura 8 se observă că se obține o sporire importantă a coeficientului de injecție, prin încălzirea, respectiv răcirea gazului de înaltă și joasă presiune.

Pentru a compara coeficientul de injecție u, în cazul inegalității temperaturilor gazului de înaltă și joasă presiune, cu cazul în care aceste temperaturi sînt egale, este util să transformăm formula (39), astfel încît să apară relația funcțională între coeficientul de injecție al celor două cazuri.

Înlocuind în formula (39)

$$\frac{\varphi^2}{k^2}\left[\frac{1-\left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1-\left(\frac{p_i}{p_m}\right)^{\frac{n-1}{n}}}\right] = (u_0+1)^2,$$

în care u_0 = coeficientul de injecție pentru cazul cînd temperaturile gazului de înaltă și joasă presiune sînt egale, obținem

$$u = -\frac{T_s + T_0}{2T_0} + \frac{1}{2}\sqrt{\left(\frac{T_s + T_0}{T_0}\right)^2 + \frac{4T_s}{T_0}u_0(u_0+2)}. \quad (40)$$

Pentru a ilustra rezultatele, s-au calculat coeficienții de injecție pentru

$$u_0 = 1,$$
$$\Delta T_r = 0,$$
$$T_0 = 290$$

și diferite valori ale preîncălzirii gazului de înaltă presiune.

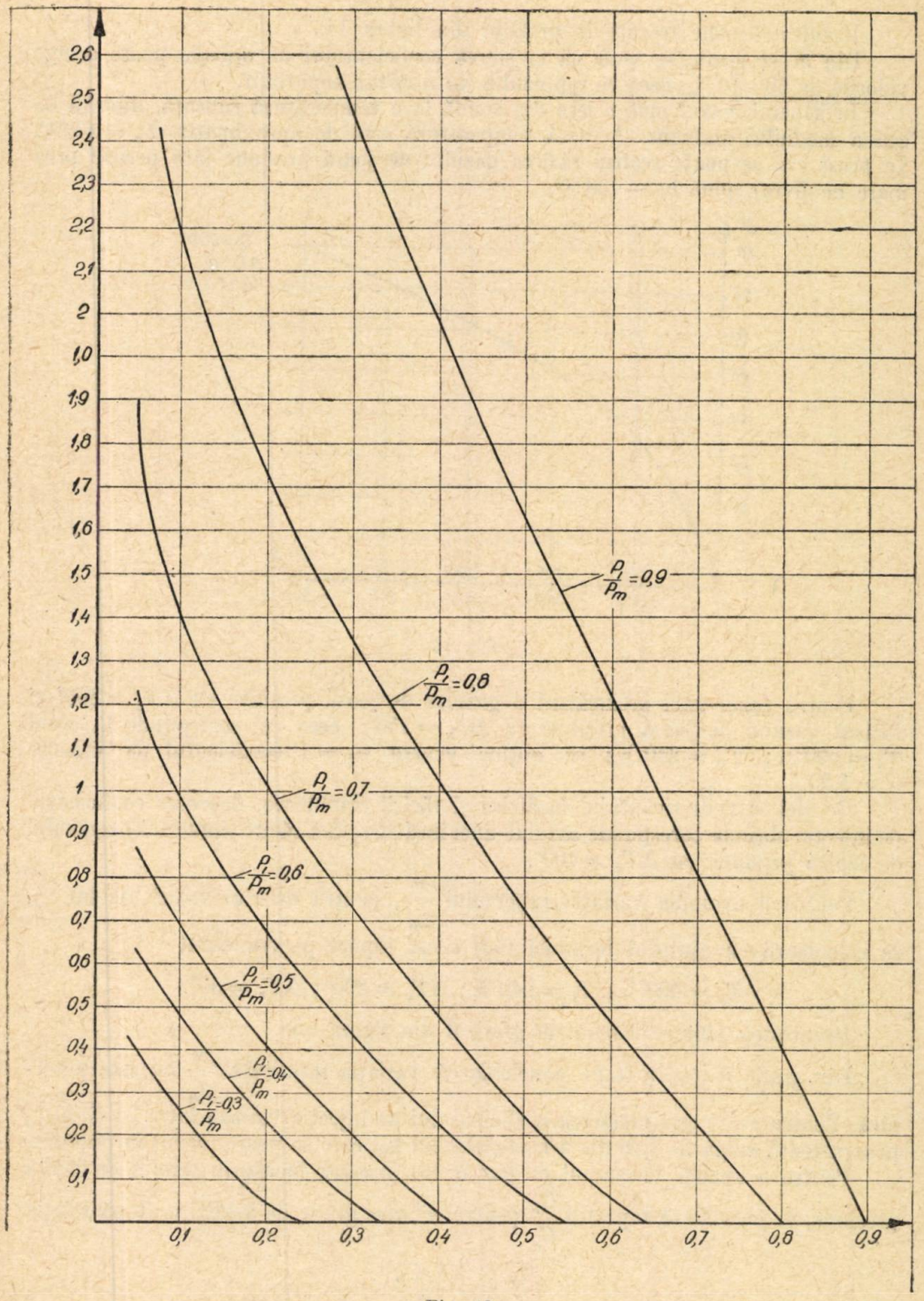

2,6
2,5
2,4
2,3
2,2
2,1
2
1,0
1,9
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
$\frac{p_i}{p_m}=0,9$
$\frac{p_i}{p_m}=0,8$
$\frac{p_i}{p_m}=0,7$
$\frac{p_i}{p_m}=0,6$
$\frac{p_i}{p_m}=0,5$
$\frac{p_i}{p_m}=0,4$
$\frac{p_i}{p_m}=0,3$

Fig. 13

Rezultatele sînt trecute în graficul din figura 14.

Din acest grafic se vede că creşterea coeficientului de injecţie poate atinge valorile de 60—70 %, ceea ce reprezintă un rezultat important.

În general, gazul metan iese din sondă la o temperatură ridicată, diferită de cea a mediului ambiant. Această temperatură este de aproximativ $T_g = 100°C$. În acest caz se poate realiza răcirea gazului de joasă presiune fără pericol prea mare de jivraj, pînă la — 50 °C.

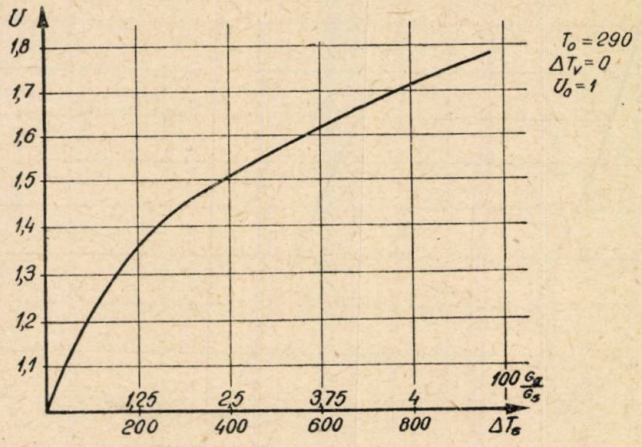


Fig. 14

Pentru cazul unei preîncălziri a gazului de joasă presiune cu $\Delta T_c = 200°$ şi răcirea gazului de joasă presiune cu $\Delta T_r = 150°$, ceea ce corespunde la cazul $T_s = 590°K$; $T_0 = 240°K$; se obţine pentru $u_0 = 1$ coeficientul de injecţie $u = 1{,}50$.

De aici se vede avantajul încălzirii şi răcirii combinate, deoarece coeficientul de injecţie obţinut corespunde cazului unei încălziri (fără răcire simultană) a gazului de înaltă presiune cu $\Delta T_c = 400°$.

Pentru a examina variaţia raportului $\frac{u}{u_0}$, pentru diferite valori ale lui u_0, se calculează cu ajutorul formulei (40) acest raport pentru cazul

$$T_s = 490°K;\ T_i = 240°K;\ \Delta T_c = 200°;\ \Delta T_r = 50°.$$

Rezultatele sînt exprimate în graficul din figura 15.

Din grafic se poate trage concluzia că variaţia raportului $\frac{u}{u_0}$ nu este puternică. Pentru acest caz, creşterea coeficientului de injecţie variază între 35 şi 40 % pentru toată gama de variaţie a coeficientului u_0, care se poate întîlni în practică.

Pentru a analiza consumul de gaz metan necesar încălzirii gazului de înaltă presiune, se calculează raportul $\frac{G_p}{G_s}$ pentru diferite grade de încălzire, după relaţia

$$\frac{G_p}{G_s} = \frac{\Delta T_c C_p}{\eta_i H_u}$$

unde

G_p = debitul de gaze consumate pentru încălzire,
G_s = debitul de gaz metan de înaltă presiune,
η_i = 0,7, randamentul admis al încălzitorului,
H_u = puterea calorifică inferioară a gazului metan, $\frac{k_{cal}}{kg}$,
C_p = căldura specifică la presiunea constantă a gazului metan.

Rezultatele sînt arătate în graficul din figura 14.

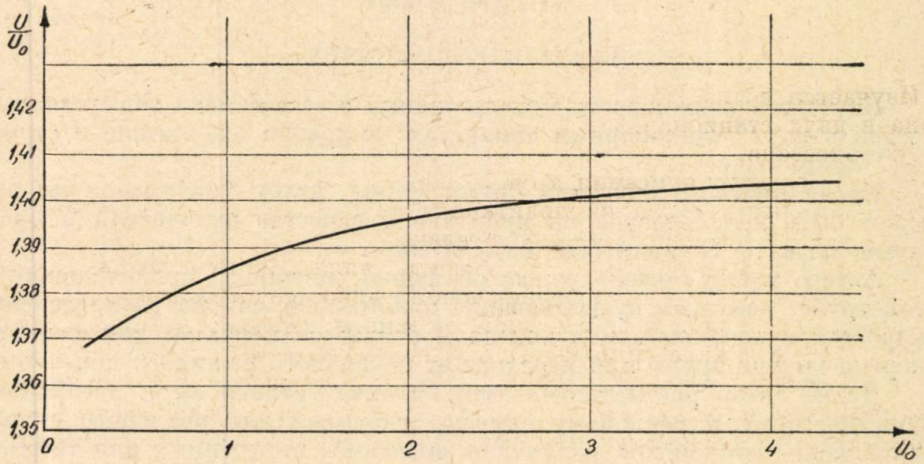
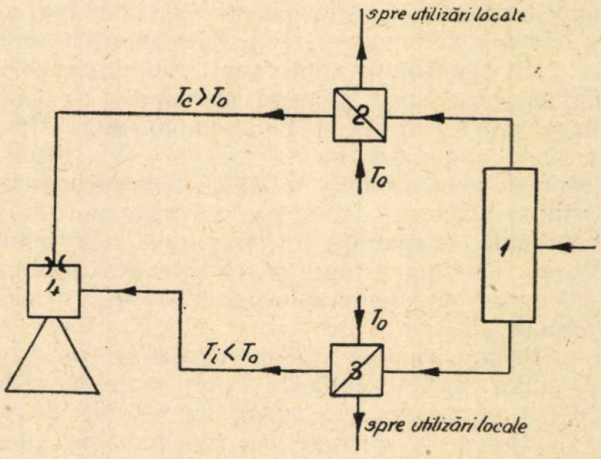


Fig. 15



1 — tub Ranque
2 — 3 schimbători de căldură
4 — compresor cu jet

Fig. 16

Din grafic se observă că debitul de gaze arse, exprimat în procente, este foarte mic. Pentru o creștere de 50 % a coeficientului de injecție este necesar un debit de 2,5 % din debitul gazului de înaltă presiune.

În cazul cînd există posibilitatea de utilizare locală (în apropiere de sondă) a gazului metan și pentru experimentarea comportării gazului metan la tempe-

raturi joase, s-ar putea utiliza, în scopul măririi coeficientului de injecţie, un turbionator refrigerent (tub Ranque).

Acest aparat ar putea realiza încălzirea, respectiv răcirea gazului de înaltă şi joasă presiune, fără arderea gazului metan, după schema din figura 16.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЕСТЕСТВЕННОГО ДАВЛЕНИЯ ГАЗА МЕТАНА В СТАЦИОНАРНЫХ ОХЛАДИТЕЛЬНЫХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Изучается возможность использования естественного давления газа метана в двух стационарных аппаратах: вихревом охладителе и струйном компрессоре.

После краткого описания трубы Ранке, автор указывает, что она может быть использована на практике в качестве охладителя и предлагает назвать ее вихревым охладителем.

Автор ставит своей целью объяснить явления, происходящие в этой трубе, допуская существование какого-либо закона распределения скоростей в начальном и в конечном режиме и передачи кинетической энергии внутри трубы при переходе от начального режима к конечному.

Далее автор рассматривает эти явления, относя их к идеальному теоретическому и реальному случаю, указывая для реального случая направление отклонений различных значений, выведенных для теоретического случая. В качестве величины, характерной для вихревого охладителя, вводится коэффициент полезного действия сепарации (f), определяемый как отношение количества полученного холодного газа к общему количеству газа, введенного в аппарат.

На основании этой схемы теоретического функционирования разрабатывается метод расчета вихревого охладителя данных размеров для идеального случая функционирования. При применении этого метода расчета к данным из литературы [2], относящимся к вихревому охладителю, испытанному в СССР, констатируется, что уклонение от вычисленных значений (температура холодного газа и коэффициент полезного действия сепарации) от значений, полученных опытным путем, происходит в направлении, обусловленном разницей между теоретическим и реальным функционированием, и что величина этих уклонений допустимая.

Распространяя этот метод расчета на идеальный случай функционирования, вводят понятия внутреннего коэффициента полезного действия (η_i) и коэффициента температуры (θ) вихревого охладителя.

Для реального случая нужно определить опытным путем величины коэффициента полезного действия, сепарации и коэффициента температуры, в зависимости от используемого газа и от различных конструктивных и функциональных параметров вихревого охладителя.

Указываются некоторые практические возможности применения вихревого охладителя в условиях, оправдываемых экономикой, а именно для производства фригорий, путем использования естественного давления газа метана. Сравниваются энергетические эффекты пропускной

турбины и вихревого охладителя и устанавливается явное превосходство пропускной турбины с энергетической точки зрения. Все же, вследствие большой простоты конструкции вихревого охладителя, его использование может быть в некоторых случаях оправдано и с экономической точки зрения.

Указывается также, что вихревой охладитель может служить и как центробежный сепаратор, что является преимуществом, по сравнению с пропускной турбиной, при использовании естественного давления газа метана, поскольку устраняется совсем или в наибольшей степени опасность обледенения.

Что касается струйного компрессора со струей газа метана, то изучается величина его инжекционного коэффициента при нагревании или охлаждении газа с высоким и низким давлением.

Выводятся расчетные формулы и путем сравнительных расчетов выявляется преимущество этого метода увеличения инжекционного коэффициента.

Предлагается схема проведения этого метода путем использования вихревого охладителя.

SUR L'UTILISATION DE LA PRESSION NATURELLE DU GAZ MÉTHANE AUX FINS FRIGORIFIQUES ET ÉNERGÉTIQUES DANS LES APPAREILS FIXES

(RÉSUMÉ)

On étudie l'emploi de la pression naturelle du gaz méthane dans deux appareils fixes: le tourbillonateur frigorifique et le compresseur à jet.

Après une description sommaire du tube Ranque, on montre qu'il peut trouver un emploi pratique surtout pour la production du froid et l'on propose de le dénommer « tourbillonateur » frigorifique.

On cherche à expliquer le phénomène qui a lieu dans ce tube, en admettant une loi de distribution des vitesses en régime initial et final et le transfert de l'énergie cinétique qui a lieu dans l'intérieur du tube à l'occasion du passage du régime initial au régime final.

Ensuite, on examine ces phénomènes pour un cas idéal, théorique, et pour le cas réel, mettant en évidence, pour ce dernier, la direction de la déviation du cas théorique des différentes dimensions. Comme dimension caractéristique du tourbillonateur frigorifique, on introduit le rendement de séparation (f), défini comme rapport du débit du gaz froid obtenu et du débit total de gaz introduit dans l'appareil.

En vertu de ce schéma de fonctionnement théorique, on élabore une méthode de calcul pour un tourbillonateur frigorifique de dimensions connues, pour un cas idéal de fonctionnement. En appliquant cette méthode de calcul aux données trouvées dans la littérature [2] pour un tourbillonateur frigorifique expérimenté en U.R.S.S., on constate que la déviation entre les dimensions calculées (la température du gaz froid et le rendement de séparation) et celles obtenues expérimentalement se trouve dans la direction imposée par les différences entre le fonctionnement théorique et le fonctionnement réel et que l'étendue de ces déviations est acceptable.

En appliquant la méthode de calcul au cas réel de fonctionnement, on introduit les notions de rendement interne (η_i) et du coefficient de température (θ) du tourbillonateur frigorifique.

Pour le cas réel, on doit établir, par voie expérimentale, les valeurs du rendement de séparation et le coefficient de température en fonction du gaz employé et des différents paramètres constructifs et fonctionnels du tourbillonateur frigorifique.

Pour conclure, on indique certaines possibilités pratiques d'utilisation, dans des conditions économiques justifiées, du tourbillonateur frigorifique, notamment pour la production des frigories, en utilisant spécialement la pression naturelle du gaz méthane. On compare les effets énergétiques de la turbine de passage et du tourbillonateur frigorifique et l'on constate la supériorité nette de la turbine de passage, au point de vue énergétique. Toutefois, tenant compte de l'extrême simplicité du tourbillonateur frigorifique, son emploi peut être justifié au point de vue économique, dans certains cas.

On y explique encore que le tourbillonateur frigorifique peut également jouer le rôle de séparateur centrifuge, ce qui constitue un avantage sur la turbine de passage en éliminant totalement, ou presque, le péril de givrage.

En ce qui concerne le compresseur à jet de gaz méthane, on analyse le montant du coefficient d'injection par l'échauffement, respectivement le refroidissement du gaz de haute et basse pression.

On en déduit les formules de calcul et l'on met en évidence l'avantage de cette méthode d'augmentation du coefficient d'injection par des calculs comparatifs.

On propose un schéma de réalisation de cette méthode en utilisant le tourbillonateur réfrigérant.

BIBLIOGRAFIE

1. V. S. Martinovski, *Vihrevoi effekt ohlajdeniia i ego primenenie.* Holodilnaia Tehnika, nr. 3, 1953.
2. — *Termodinamiceskie haracteristikii ţiclov teplovîh i holodilnîh maşin.* Gosenergoizdat, Moscova, 1952.
3. G. N. Abramovici, *Pricladnaia gazovaia dinamika.* Gosudastvenoe izdatelstvo tehniko-teoreticeskoi literaturî, Moscova, 1953.
4. I. Saphier, V. Pimsner şi A. C. Vasilescu, *Posibilitatea obţinerii de energie la exploatările de gaze naturale.* Studii şi cercetări de energetică, t. II, nr. 1—4, 1952, p. 89.
5. I. Saphier şi P. Ioanid, Posibilitatea obţinerii de energie mecanică, căldură şi frig cu ajutorul unei turbine de trecere, prin utilizarea presiunii naturale a gazului metan. Studii şi cercetări de energetică, t. V, 1955, p. 267.
6. I. Saphier, V. Pimsner şi A. C. Vasilescu, *Compresorul cu jet de aburi şi câteva aplicaţii ale lui în vederea rezolvării unor probleme practice de termo-energetică.* Studii şi cercetări de energetică, t. I, nr. 1—2, 1951, p. 99.
7. A. N. Loţkin, *Transformatori de căldură.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1954.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

TERMOTEHNICĂ

ANALIZA DIMENSIONALĂ. CONVECŢIA STAŢIONARĂ ÎN CIRCULAŢIA LIBERĂ*)

DE

C. I. STAICU

1. INTRODUCERE

Noţiunea de convecţie cuprinde procesul schimbului de căldură între un fluid în mişcare şi un corp solid, cînd acestea sînt puse în contact direct. Schimbul de căldură se realizează prin efectul simultan al conductibilităţii şi al convecţiei. Conductibilitatea prin fluide şi solide este complet determinată prin gradientul de temperatură şi coeficientul de conductibilitate termică. Convecţia este legată de mişcarea fluidului; acest fapt complică fenomenul care depinde de un număr mare de factori: natura mişcării (liberă şi forţată) regimul de curgere (laminar şi turbulent) proprietăţile fizice ale fluidului, forma şi dimensiunile suprafeţei corpului solid etc.

Evaluarea cantitativă a căldurii transmisă prin convecţie, cerută de practică, necesită cunoaşterea condiţiilor în care se efectuează schimbul de căldură. Aceste condiţii determină un coeficient de proporţionalitate α, denumit coeficient de cedare a căldurii, care apare în relaţia (1) după care se calculează cantitatea de căldură cedată Q.

Pentru stabilirea relaţiei dintre cantitatea de căldură cedată şi factorii care influenţează schimbul, s-a utilizat metoda analitică; aşa cum vom vedea mai jos, această metodă conduce la cîteva ecuaţii diferenţiale a căror integrare este posibilă numai cu ipoteze simplificatoare ceea ce face ca soluţia obţinută să nu respecte datele furnizate de măsurători.

Posibilităţile limitate ale metodei analitice au condus la studierea fenomenului prin teoria asemănării care, folosindu-se de rezultatele obţinute la măsurători, stabileşte relaţia valabilă introducînd diferite criterii de similitudine fără ca prin aceasta să rezolve problema în toată complexitatea ei.

Relaţia căutată se stabileşte prin analiza dimensională şi în conformitate cu cele arătate în [1]; pentru aceasta se porneşte de la ecuaţiile diferenţiale obţinute prin metoda analitică.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică în 1955.

În cele de mai jos se menționează sumar problemele clasice ale studiului cedării căldurii, și se stabilesc relațiile (33), (34) și (35) valabile cazului cedării căldurii în trecerea liberă, necondiționată de timp. În studiu se urmărește cazul particular al cedării căldurii între un fluid în mișcare și un cilindru.

2. ECUAȚIILE DIFERENȚIALE ȘI CONDIȚIILE DE CONTUR

Aplicarea legilor generale ale fizicii la studiul cedării căldurii se mărginește, de obicei, la formularea problemei, adică la stabilirea ecuațiilor diferențiale și a condițiilor de contur. Descrierea matematică a fenomenului se compune din patru ecuații diferențiale și tot atîtea condiții de contur.

Se demonstrează în [2] că la baza calculului cedării căldurii stă formula lui Newton după care cantitatea de căldură cedată

$$Q = \alpha S (t_p - t_m), \tag{1}$$

în care α este coeficientul cedării căldurii, S suprafața de contact, t_p și t_m respectiv temperaturile peretelui și a mediului fluid. Această formulă necesită cunoașterea coeficientului α care este dat de ecuația diferențială a schimbului de căldură conform căreia

$$\alpha = -\frac{\lambda}{\Delta t} \cdot \frac{\partial t}{\partial n}, \tag{2}$$

unde λ este coeficientul de conductibilitate care intervine în această ecuație datorită faptului că prin stratul limită al fluidului, căldura se transmite numai prin conductibilitate. Ecuația (2) redă fenomenul de cedare a căldurii la suprafața corpului. Din această ecuație rezultă că pentru determinarea coeficientului α este necesar să cunoaștem gradientul de temperatură care se obține din ecuația diferențială a conductibilității, Fourier-Kirchoff.

Această ecuație, care se deduce pe baza legii conservării energiei și stabilește legătura între variațiile temperaturii în timp și spațiu în orice punct al fluidului în mișcare, are forma

$$W_x \frac{\partial t}{\partial x} + W_y \frac{\partial t}{\partial y} + W_z \frac{\partial t}{\partial z} = a \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right), \tag{3}$$

în care a este coeficientul de difuzibilitate termică.

Noile variabile W_x, W_y și W_z introduse de ecuația (3) arată dependența cîmpului de temperaturi din fluidul în mișcare de distribuția vitezelor. Această distribuție rezultă din ecuația diferențială a mișcării Navier-Stokes. Considerînd legea lui Newton a produsului dintre masă și accelerație și forțele ascensionale și de frecare prezente în mișcarea liberă, obținem în proiecția pe axa x

$$\rho \left(W_x \frac{\partial W_x}{\partial x} + W_y \frac{\partial W_y}{\partial y} + W_z \frac{\partial W_z}{\partial z} \right) = \eta \left(\frac{\partial^2 W_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 W_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 W_x}{\partial z^2} \right) + \rho g_x, \tag{4}$$

în care η și ρ sînt respectiv viscozitatea și masa specifică a fluidului. În proiecțiile pe celelalte axe obținem ecuațiile corespunzătoare.

Cazul particular al convecției staționare în circulația liberă, de care ne ocupăm mai departe, îl constituie neglijarea forțelor de inerție comparativ cu cele ascensionare și de frecare; în această situație (4) devine

$$\frac{\partial^2 W_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 W_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 W_x}{\partial z^2} - \frac{g\beta\,\Delta t}{\nu} = 0\ , \tag{5}$$

în care β este coeficientul de dilatare volumetrică a fluidului, ν viscozitatea cinematică, g accelerația gravitației, iar $\Delta t = t_p - t_m$.

Agentul liber purtător de căldură este caracterizat și de ecuația diferențială a continuității care se deduce pe baza legii conservării masei. Pentru fluidele incompresibile această ecuație are forma

$$\frac{\partial W_x}{\partial x} + \frac{\partial W_y}{\partial y} + \frac{\partial W_z}{\partial z} = 0\ . \tag{6}$$

Ecuațiile diferențiale de mai sus, deduse pe baza legilor fizice, descriu fenomenul în forma cea mai generală. Mulțimea fenomenelor de cedare a căldurii se deosebesc însă unele de altele prin diverse particularități. Pentru a le separa unele de altele este necesar ca la sistemul de ecuații diferențiale să adăugăm determinarea matematică a tuturor particularităților, adică să adăugăm condițiile de contur. Acestea se compun din patru categorii de condiții: geometrice, fizice, marginale și de timp. În convecția staționară nu apar condițiile de timp.

În cazul cînd un cilindru lung, orizontal, cu diametrul D și temperatura suprafeței t_p, este spălat cu viteza W de un curent liber purtător de căldură cu temperatura $t_m < t_p$ condițiile de contur ne dau

pentru $r = \frac{D}{2}$ și $0 \leqslant \varphi \leqslant 2\pi$,

$W = 0$ și $t_p - t_m = \Delta t$; (7)

pentru $r \to \infty$ și $0 \leqslant \varphi \leqslant 2\pi$,

$W \to \infty$ și $\Delta t \to 0$.

Rezolvarea acestor ecuații este posibilă numai în cîteva cazuri particulare și cu multe ipoteze simplificatoare care în general nu corespund condițiilor reale din practică; din această cauză, soluția obținută nu respectă datele furnizate de măsurtoări.

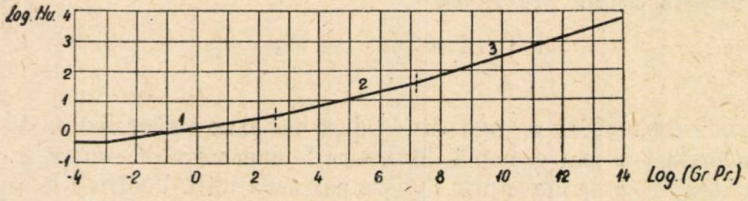
3. REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE ȘI APLICAREA TEORIEI ASEMĂNĂRII

Pentru studierea experimentală a fenomenului de cedare a căldurii în mișcarea liberă a agentului purtător de căldură s-au efectuat numeroase experiențe cu aer, hidrogen, bioxid de carbon, apă, glicerină, uleiuri etc., și s-au utilizat plăci orizontale sau verticale, sfere, sîrme, și țevi. Datele obținute la măsurători se prezintă grafic în mod obișnuit așa cum se arată în figură, unde pe axa absciselor sînt trecute valorile log $(Gr.Pr)$, iar pe axa ordonatelor sînt trecute valorile log Nu; notațiile Gr, Pr, Nu, sînt respectiv numerele Grashof, Prandtl și Nusselt; întocmirea graficului cu axe rectangulare pe care sînt înscrișii logaritmii valorilor invarianților prezenți rezultă din aplicarea teoriei asemănării la studiul fenomenului.

Această metodă este folosită la studiul convecției căldurii, datorită posibilităților limitate ale metodei analitice care, după cum am spus mai sus, nu poate obține soluția definitivă sau duce la rezultate neconfirmate de experiență.

Din graficul întocmit reiese că în acest caz curba obținută poate fi împărțită cu suficientă exactitate în trei porțiuni rectilinii, ceea ce confirmă forma exponențială a dependenței dintre invarianți și totodată stabilește valorile numerice pentru factorul constant C și exponentul K; dependența dintre invarianți este stabilită prin analiza dimensională clasică sub forma

$$Nu = C(Gr.Pr)^K. \tag{8}$$



Cedarea căldurii în mișcarea liberă.

Precizarea valorilor factorului numeric și a exponentului a fost posibilă în acest caz datorită faptului că rezultatele măsurătorilor experimentale se înscriu în coordonate logaritmice după o dreaptă a cărei pantă și punct de întretăiere cu axa ordonatelor corespund celor două necunoscute care nu pot fi stabilite prin analiza dimensională clasică. În [2] se arată că asemenea relații sînt pur empirice. Pe de altă parte, prezența invarianților limitează, în general, valabilitatea relației stabilite numai la fenomenele asemenea cu cel experimentat.

4. OBȚINEREA RELAȚIEI PRIN ANALIZA DIMENSIONALĂ MODERNĂ

Situația prezentată de realitate și transcrisă prin măsurători experimentale în graficul de mai sus nu a fost exprimată pînă în prezent într-un calcul analitic; stadiul actual de dezvoltare a metodei analitice nu a permis exprimarea matematică a comportării fenomenului pe fiecare din cele trei porțiuni rectilinii în coordonate logaritmice.

Metoda asemănării a făcut un pas mai departe în rezolvarea problemei dar lasă nejustificați teoretic atît exponentul K cît și factorul constant C.

Considerăm că actualmente este posibilă stabilirea unei relații care să urmărească fenomenul pe fiecare din cele trei porțiuni rectilinii prezentate de graficul întocmit în urma măsurătorilor experimentale și că se poate face încă un pas în rezolvarea teoretică a acestei probleme care să justifice exponentul dat pînă acum experimental. Această posibilitate ne este dată de analiza dimensională modernă care se dispensează și de invarianții teoriei asemănării.

Ecuațiile diferențiale și condițiile de contur stabilite mai sus ne dau mărimile care au fost folosite la descrierea fenomenului, însă legătura directă care este între aceste mărimi nu a putut fi stabilită analitic. Teoria asemănării este o cale ocolită pentru obținerea relației căutate. Nu trebuie însă uitat că invarianții utilizați de teoria asemănării sînt simboluri convenționale; în această situație,

dacă în ecuațiile de invarianți introducem expresiile lor, dependența coeficientului α poate fi prezentată sub forma obișnuită

$$\alpha = f(W, t_m, t_p, \lambda, \rho, a, \ldots), \tag{9}$$

pe care o vom stabili prin analiza dimensională modernă.

În cazul considerat de noi, al unui cilindru lung, orizontal, cu diametrul D, spălat de un curent liber purtător de căldură, din [3] avem încărcarea medie termică a suprafeței de încălzire

$$q = \alpha \Delta t = -\frac{\lambda}{4\pi} D \int_0^{2\pi} \frac{\partial t}{\partial r} d\varphi, \tag{10}$$

în care recunoaștem ecuația diferențială a schimbului de căldură (2) aplicată acestui caz.

Din ecuațiile (5) și (6) și condițiile de contur (7) pentru viteze, rezultă mărimile: $W, D, \varphi, r, g, \beta, \Delta t, \nu$, între care există o legătură bine precizată. Exprimăm viteza în funcție de restul mărimilor prezente care ne dau

$$W = f_1\left(D, \varphi, r, \frac{g\beta\Delta t}{\nu}\right), \tag{11}$$

în care păstrăm monomul din paranteză așa cum apare în ecuația (5).

Din ecuația (3) și condițiile de contur (7), pentru temperaturi, rezultă mărimile: $W, D, a, r, \varphi, t, \Delta t$, între care există de asemenea o legătură bine precizată. Exprimăm temperatura t în funcție de restul mărimilor prezente care ne dau

$$t = f_2(r, \varphi, a, W, D, \Delta t). \tag{12}$$

Introducem în (12) expresia vitezei dată de (11) și după ce rezolvăm noua ecuație în raport cu temperatura obținem

$$t = f\left(r, \varphi, a, D, \frac{g\beta}{\nu}, \Delta t\right). \tag{13}$$

Din (13) și (10) obținem mai departe

$$q = \alpha \Delta t = -\frac{\lambda}{4\pi} D \int_0^{2\pi} \left[\frac{\partial}{\partial r}\left(r, \varphi, a, D, \Delta t, \frac{g\beta}{\nu}\right)\right] d\varphi, \tag{14}$$

din care avem coeficientul

$$\alpha = f\left(\lambda, a, D, \frac{g\beta}{\nu}, \Delta t\right), \tag{15}$$

de la care pornim pentru a stabili relația căutată. Aceasta va fi de forma

$$C\alpha^f \lambda^h a^i D^j \left(\frac{g\beta}{\nu}\right)^k \Delta t^l = 1, \tag{16}$$

în care $f, h, i, \ldots$ sînt necunoscutele noastre.

În baza sistemului dimensional lungime, timp, cantitate de căldură şi temperatură (L, T, Q, θ), ecuaţiile dimensionale ale mărimilor şi ansamblului de mărimi prezente în (16) sînt

$$\begin{aligned} \alpha &= L^{-2} T^{-1} Q \theta^{-1} & D &= L \\ \lambda &= L^{-1} T^{-1} Q \theta^{-1} & \frac{g\beta}{\nu} &= L^{-1} T^{-1} \theta^{-1} \\ a &= L^{2} T^{-1} & \Delta t &= \theta . \end{aligned} \tag{17}$$

Rezultă deci că pentru acest fenomen avem
— mărimi prezente $m = 6$,
— numărul necunoscutelor $n = 6$,
— dimensiuni prezente $d = 4$,
— numărul ecuaţiilor $e = 4$.
Introducem relaţiile (17) în (16) şi după ce grupăm dimensiunile obţinem

$$L^{-2f-h+2i+j-k} T^{-f-h-i-k} Q^{f+h} \theta^{-f-h-k+l} = 1. \tag{18}$$

Conform principiului omogenităţii, exponenţii mărimilor prezente trebuie să fie aceiaşi de ambele părţi ale semnului de egalitate; această condiţie se exprimă prin sistemul

$$\begin{aligned} 2f + h - 2i - j + k &= 0 \\ f + h + i + k &= 0 \\ f + h &= 0 \\ f + h + k - l &= 0 \end{aligned} \tag{19}$$

format din $e = 4$ ecuaţii cu $n = 6$ necunoscute.

Sistemul (19) conduce la o infinitate de soluţii pe care le stabilim după valorile arbitrare pe care le pot lua două din necunoscute. În caz că admitem $f = -1$, iar $i = f(e)$; $j = f(e)$; ... înseamnă că procedăm ca în rezolvarea problemei prin teoria asemănării şi obţinem relaţia (8) care conţine un exponent necunoscut K şi care a fost acceptată din cauză că sistemul (19) nu a putut fi rezolvat astfel încît să se găsească soluţia unică valabilă realităţii fizice a fenomenului.

Aşa cum arătăm într-un studiu anterior [1], am scris funcţia mărimilor care descriu fenomenul sub forma (16), din care, prin aplicarea principiului omogenităţii, am obţinut sistemul (19) care este de tip diofantian cu soluţii numere întregi. Ca verificare avem faptul că este îndeplinită condiţia necesară şi suficientă pentru existenţa unei soluţii întregi a sistemului diofantian, enunţată în algebră, conform căreia cel mai mare divizor comun al determinanţilor de gradul e (în cazul de faţă $e = 4$) care se pot forma din tabloul coeficienţilor sistemului, să dividă şi determinanţii care se deduc din aceştia, înlocuind succesiv elementele fiecărei coloane cu termenii liberi corespunzători. În cazul de faţă toţi determinanţii astfel formaţi sînt nuli; sistemul admite totdeauna soluţii.

Pentru rezolvarea lui căutăm o soluţie particulară; aceasta este următoarea:

$$\begin{aligned} f &= 1 & i &= 1 & k &= -1 \\ h &= -1 & j &= -2 & l &= -1 . \end{aligned} \tag{20}$$

Cu aceste soluții formăm ecuația

$$p - q + r - 2s - t - u = 1, \tag{21}$$

în care p, q, r, ... sînt întregi.

O soluție particulară a ecuației (21) este următoarea:

$$\begin{aligned} &q = r = s = t = u = 0 \\ &p = 1 \end{aligned} \tag{22}$$

de unde rezultă că sistemul (19) se completează cu ecuația

$$f = x. \tag{23}$$

În această situație pentru noul sistem avem

$$e + 1 = 5, \tag{24}$$

în timp ce n rămîne neschimbat ($n = 6$). Este necesar să repetăm operațiile de mai sus pentru noul sistem omogen cu cinci ecuații

$$\begin{aligned} 2f + h - 2i - j + k &= 0 \\ f + h + i + k &= 0 \\ f + h &= 0 \\ f + h + k - l &= 0 \\ f &= 0. \end{aligned} \tag{25}$$

O soluție particulară a noului sistem este următoarea:

$$\begin{aligned} &f = 0 \qquad i = 1 \qquad k = -1 \\ &h = 0 \qquad j = -3 \qquad l = -1. \end{aligned} \tag{26}$$

Cu aceste soluții formăm ecuația

$$0p + 0q + r - 3s - t - u = 1. \tag{27}$$

O soluție particulară a acestei ecuații este următoarea

$$\begin{aligned} &p = q = s = t = u = 0 \\ &r = 1 \end{aligned} \tag{28}$$

de unde rezultă că sistemul (19) se completează cu ecuația

$$i = y \tag{29}$$

și totodată este satisfăcută egalitatea

$$n = e + 2 \tag{30}$$

necesară rezolvării lui.

Sistemul astfel completat va fi

$$\begin{aligned} 2f + h - 2i - j + k &= 0 \\ f + h + e + k &= 0 \\ f + h &= 0 \\ f + h + k - l &= 0 \\ f &= x \\ i &= y, \end{aligned} \tag{31}$$

cu care înlocuim sistemul (19).

Precizăm că în acest mod se pot obține 14 sisteme diferite; numărul lor este dat de combinările fără repetiție a $n = 6$ elemente luate cîte $n - e = 2$ elemente mai puțin o combinație datorită ecuației $f + h = 0$ din sistemul (31). Rezolvînd aceste sisteme obținem soluții în funcție de parametrii x și y; astfel sistemul (31) dă

$$\begin{array}{lll} f = x & i = y & k = -y \\ h = -x & j = x - 3y & l = -y. \end{array} \tag{32}$$

Atribuim parametrilor x și y diverse valori pozitive și negative de la începutul șirului natural de numere; aranjamentele ce le putem face cu numerele considerate luate în grupa de cîte două și ecuațiile (32) ne conduc la tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

x	1	1	1	1	2	2	2	2	3	3	3	3	4	4	4	4	5	5	5	5
y	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2
f	1	1	1	1	2	2	2	2	3	3	3	3	4	4	4	4	5	5	5	5
h	−1	−1	−1	−1	−2	−2	−2	−2	−3	−3	−3	−3	−4	−4	−4	−4	−5	−5	−5	−5
i	−2	−1	1	−2	2	−1	1	2	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2	−2	−1	1	2
j	7	4	−2	−5	8	5	−1	−4	9	6	0	−3	10	7	1	−2	11	8	2	−1
k	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1
l	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1	2	1	−2	−1

Studiul acestui fenomen, bazat pe rezolvarea unui sistem diofantian cu soluții numere întregi, ne dă posibilitatea să găsim în mod sistematic, nu prin tatonări, relațiile dimensional valabile fenomenului descris cu mărimile considerate. Prin rezolvarea sistemului diofantian din cazul de față, obținem soluțiile care apar în coloanele tabloului nr. 1, în care am reprodus numai partea care interesează pentru stabilirea rezultatului. Printre coloanele date se găsește și cea care ne conduce la relația căutată, ceea ce înseamnă că fiecare din ele este fizic valabilă pentru fenomenul studiat. Este necesar deci ca din mulțimea restrînsă a lor să găsim pe cea ale căror soluții introduse în (16) să ne conducă la relația valabilă realității fizice a fenomenului; pentru aceasta vom proceda la eliminarea coloanelor necorespunzătoare.

Din aplicarea metodei dimensionale la stabilirea relațiilor pentru o serie de fenomene, care ne-a condus la rezultate identice celor stabilite prin alte metode de calcul, am conchis că pentru fiecare valoare distinctă atribuită parametrului x apar cîte două coloane vecine ale căror soluții, în trecerea de la o coloană la alta, schimbă semnul și valoarea unor necunoscute, altele schimbă numai semnul, în timp ce cîteva necunoscute rămîn neschimbate. Această constatare este impor-

tantă pentru studiul făcut prin analiza dimensională deoarece ne conduce la reducerea numărului coloanelor cu soluții fizic posibile, iar reducerea se face în favoarea soluției fizic valabile care rămîne să fie precizată dintr-un număr mai mic de soluții fizic posibile.

Dintre coloanele care răspund acestei situații reținem separat pentru fiecare valoare distinctă a parametrului x, coloanele cu soluțiile cele mai mici, în ansamblul lor, pentru necunoscutele problemei deoarece arăt în [1] că aceste soluții corespund realității fizice a fenomenului descris cu mărimile considerate. În urma acestei trieri, reținem soluțiile din tabloul nr. 2.

Tabloul nr. 2

x	y	f	h	i	j	k	l
1	1	1	−1	1	−2	−1	−1
2	1	2	−2	1	−1	−1	−1
3	1	3	−3	1	0	−1	−1
4	1	4	−4	1	1	−1	−1
5	1	5	−5	1	2	−1	−1

Valabilitatea acestor soluții este confirmată apoi de faptul că pot fi selecționate și din coloanele celorlalte tablouri ce rezultă din rezolvarea tuturor sistemelor de ecuații obținute în cazul de față.

Din cercetarea tabloului nr. 2 rezultă că unul din cei doi parametri rămîne constant $y = 1$, iar cel de al doilea respectă o lege de formare conform căreia x ia valorile pozitive ale șirului natural de numere.

Am reușit astfel să reducem numărul coloanelor cu soluții dimensional valabile și fizic posibile; reducerea mai departe în favoarea coloanei care să ne conducă la relația fizică valabilă nu mai poate fi făcută prin analiza dimensională. Sînt necesare alte considerente pentru obținerea rezultatului căutat.

Așa cum s-a arătat în [1], apelăm la rezultatele măsurătorilor experimentale care trebuie să fie confirmate de relația obținută prin analiza dimensională. În această situație, introducem experiența ca parte intrinsecă a metodei urmate de noi pentru stabilirea unei relații, metodă expusă în cele de mai sus.

Rezultatele măsurătorilor experimentale dau posibilitatea să precizăm relația fizic valabilă din cele cinci relații dimensional valabile și fizic posibile care se pot obține introducînd în (16) soluțiile fiecărei linii din tabloul nr. 2. Din această confruntare, vor rezulta atît exponenții relației fizic valabile, cît și factorul constant c; în acest mod relația dimensională stabilită conduce la rezultatele obținute prin măsurători experimentale, care fiind respectate chiar de la stabilirea relației, ne dă siguranța valabilității rezultatelor obținute.

Măsurătorile deja făcute se reprezintă grafic așa cum se arată în figură, unde precizăm că studiul se face prin teoria asemănării. În studiul prin analiza dimensională nu este necesar ca rezultatele măsurătorilor să se înscrie pe o dreaptă, ceea ce înseamnă că metoda dimensională are posibilități mai mari decît metoda asemănării și este general valabilă. Este suficient și necesar ca rezultatele măsurătorilor să dea valorile mărimilor care interesează, mărimi date în cazul de față de (15).

Din graficul dat mai sus în figură și reprodus la o scară convenabilă, astfel ca să putem extrage cu exactitate valorile care corespund, obținem invariantul

Nu și produsul de invarianți *Gr. Pr.* Valorile obținute din grafic sînt rezultatul măsurătorilor experimentale făcute, de exemplu, cu o conductă de aburi răcită de un curent de aer; diametrul exterior al conductei $D = 0{,}3$ m, temperatura suprafeței t_p variază la fiecare măsurătoare, iar temperatura t_m a aerului, la oarecare depărtare de conducta de aburi, este 50°C.

Cu aceste valori întocmim tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

Gr. Pr.	*Nu*	*D*	t_m	t_p	t_o	λ	α
$103{,}6\times10^6$	63,4	0,3	50	250	150	$2{,}91\times10^{-2}$	6,15
$94{,}4\times10^6$	61,5	0,3	50	350	200	$3{,}18\times10^{-2}$	6,52
$79{,}6\times10^6$	58,1	0,3	50	450	250	$3{,}42\times10^{-2}$	6,62
$66{,}7\times10^6$	54,7	0,3	50	550	300	$3{,}69\times10^{-2}$	6,72
$55{,}9\times10^6$	51,6	0,3	50	650	350	$3{,}93\times10^{-2}$	6,76
$47{,}5\times10^6$	48,9	0,3	50	750	400	$4{,}17\times10^{-2}$	6,80

În funcție de temperatura medie a stratului limită dată de relația $t_0 = \frac{1}{2}(t_m + t_p)$, scoatem din tratatele de specialitate, de exemplu [2]*), parametrii fizici ai aerului uscat la $p = 1$ kg/cm^2.

Introducem în (16) valorile corespunzătoare mărimilor prezente pe care le ridicăm la puterile indicate de fiecare linie a tabloului nr. 2. În urma efectuării calculelor obținem pentru exponenții corespunzători parametrilor $x = 3$ și $y = 1$ rezultatele date în tabloul nr. 4; la întocmirea lui ținem seamă de faptul că timpul este măsurat cu ora sau secunda în mărimile prezente.

Tabloul nr. 4

Δt	t_o	ν	a	λ	β	α	$\lambda\sqrt[3]{\frac{g\beta\Delta t}{\nu a}}$	$C'\sqrt[3]{3600}$
200	150	$29{,}52\times10^{-6}$	$14{,}67\times10^{-2}$	$2{,}91\times10^{-2}$	$2{,}36\times10^{-3}$	6,15	2,98	0,1342
300	200	$35{,}82\times10^{-6}$	$17{,}80\times10^{-2}$	$3{,}18\times10^{-2}$	$2{,}11\times10^{-3}$	6,52	3,15	0,1350
400	250	$42{,}80\times10^{-6}$	$21{,}20\times10^{-2}$	$3{,}42\times10^{-2}$	$1{,}91\times10^{-3}$	6,62	3,21	0,1342
500	300	$49{,}90\times10^{-6}$	$24{,}80\times10^{-2}$	$3{,}69\times10^{-2}$	$1{,}74\times10^{-3}$	6,72	3,25	0,1350
600	350	$57{,}50\times10^{-6}$	$28{,}40\times10^{-2}$	$3{,}93\times10^{-2}$	$1{,}61\times10^{-3}$	6,76	3,27	0,1355
700	400	$64{,}90\times10^{-6}$	$32{,}40\times10^{-2}$	$4{,}17\times10^{-2}$	$1{,}49\times10^{-3}$	6,80	3,28	0,1360

Admitem pentru factorul constant valoarea $C = 0{,}135$ pe care o luăm de pe ultima coloană a tabloului. Această valoare este identică celei date de [2] **) și ne conduce la relația

$$\alpha = 0{,}135\ \lambda \sqrt[3]{\frac{g\beta}{\nu}\cdot\frac{\Delta t}{a}} \qquad (33)$$

valabilă pentru regimul turbulent de curgere (ultima porțiune a graficului din figură).

*) p. 302.
**) p. 65.

În caz că la o nouă serie de măsurători experimentale utilizăm o conductă cu diametrul $D = 0{,}1$ m, din același grafic, obținem alte valori pentru invarianți și coeficientul α, valori date de tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

Gr. Pr	*Nu*	*D*	t_m	t_p	t_0	λ	α
$38{,}4\times10^4$	24,0	0,1	50	250	150	$2{,}91\times10^{-2}$	7,00
$35{,}0\times10^4$	23,4	0,1	50	350	200	$3{,}18\times10^{-2}$	7,44
$29{,}5\times10^4$	22,4	0,1	50	450	250	$3{,}42\times10^{-2}$	7,66
$24{,}7\times10^4$	21,4	0,1	50	550	300	$3{,}69\times10^{-2}$	7,90
$20{,}7\times10^4$	20,5	0,1	50	650	350	$3{,}93\times10^{-2}$	8 06
$17{,}6\times10^4$	19,7	0,1	50	750	400	$4{,}17\times10^{-2}$	8,11

Introducem în (16) valorile mărimilor: ν, β, Δt, a, de la prima serie de măsurători experimentale, deoarece au rămas neschimbate, și valorile mărimilor D și α date de tabloul nr. 5, pe care le ridicăm de asemenea la puterile indicate de restul liniilor din tabloul nr. 2. În urma efectuării calculelor cu exponenții corespunzători parametrilor $x = 4$ și $y = 1$ obținem rezultatele din tabloul nr. 6.

Tabloul nr. 6

D	Δt	t_0	ν	a	λ	β	α	$\lambda\sqrt[4]{\frac{g\beta\Delta t}{\nu a D}}$	$C''/\sqrt[4]{3600}$
0,1	200	150	$29{,}52\times10^{-6}$	$14{,}67\times10^{-2}$	$2{,}91\times10^{-2}$	$2{,}36\times10^{-3}$	7,00	1,66	0,542
0,1	300	200	$35{,}82\times10^{-6}$	$17{,}80\times10^{-2}$	$3{,}18\times10^{-2}$	$2{,}11\times10^{-3}$	7,44	1,78	0,540
0,1	400	250	$42{,}80\times10^{-6}$	$21{,}20\times10^{-2}$	$3{,}42\times10^{-2}$	$1{,}91\times10^{-3}$	7,66	1,83	0,538
0,1	500	300	$49{,}90\times10^{-6}$	$24{,}80\times10^{-2}$	$3{,}69\times10^{-2}$	$1{,}74\times10^{-3}$	7,90	1,89	0,538
0,1	600	350	$57{,}50\times10^{-6}$	$28{,}40\times10^{-2}$	$3{,}93\times10^{-2}$	$1{,}61\times10^{-3}$	8,06	1,93	0,540
0,1	700	400	$64{,}90\times10^{-6}$	$32{,}40\times10^{-2}$	$4{,}17\times10^{-2}$	$1{,}49\times10^{-3}$	8,11	1,96	0,538

Admitem pentru factorul constant din acest caz valoarea $C = 0{,}54$ la fel cu cea dată în [2]*) care ne conduce la relația

$$\alpha = 0{,}54\ \lambda \sqrt[4]{\frac{g\beta}{\nu} \cdot \frac{\Delta t}{aD}} \tag{34}$$

valabilă pentru regimul de curgere tranzitoriu (porțiunea mijlocie a graficului din figură).

Cea de a treia relație valabilă primei porțiuni a graficului corespunde parametrilor $x = 8$ și $y = 1$ care deși nu apar în tabloul nr. 2 pot fi obținuți prin completarea acestuia cu valori mai mari de la începutul șirului natural de numere.

*) p. 65.

Pentru stabilirea relației corespunzătoare întocmim tablouri asemănătoare celor de mai sus; în urma efectuării calculelor obținem

$$\alpha = 1{,}18\ \lambda \sqrt[8]{\frac{g\beta}{\nu} \cdot \frac{\Delta t}{aD^3}}, \tag{35}$$

care se aplică în regimul laminar de curgere.

Valabilitatea acestor rezultate este confirmată și de faptul că, în baza unor calcule algebrice, toate relațiile de mai sus pot fi puse sub forma ecuațiilor de invarianți stabilite prin teoria asemănării.

Menționăm că aceste relații pot fi obținute și din funcția

$$f(\alpha, \lambda, a, D, g, \beta, \nu, \Delta t) = 0, \tag{36}$$

unde mărimile care compun monomul din (15) apar independente; în acest caz cresc însă dificultățile la întocmirea tabloului cu soluții dimensional valabile.

РАЗМЕРНЫЙ АНАЛИЗ СТАЦИОНАРНАЯ КОНВЕКЦИЯ ПРИ СВОБОДНОЙ ЦИРКУЛЯЦИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Аналитическое исследование на основании общих законов физики не смогло до настоящего времени выразить математически действительные превращения, происходящие при отдаче тепла в условиях стационарного режима и свободного движения теплоносителя. Вводимые приближения отдаляют полученные результаты от физической действительности.

Теория подобия, основанная на классическом размерном анализе, исследует явление полностью, но полученные результаты не могут быть вполне обоснованы теоретически и применимы только к явлениям между собой подобным.

Современный размерный анализ обосновывает показатели степени, которые не могут быть вполне установлены другими теоретическими путями. Это единственный метод, при помощи которого можно проследить развитие явления в трех различных прямолинейных отрезках, представляемых физической действительностью. Полученные результаты подтверждают действительность соотношений, установленных теорией подобия.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКА

Отдача тепла при свободном движении.

L'ANALYSE DIMENSIONNELLE. LA CONVECTION STATIONNAIRE DANS LA CIRCULATION LIBRE

(RÉSUMÉ)

L'étude analytique, effectuée en vertu des lois générales de la physique, n'a pas réussi jusqu'à présent à exprimer mathématiquement les transformations réelles qui ont lieu dans le phénomène de la dissipation de chaleur en régime station-

naire et le libre mouvement de l'agent porteur de chaleur. Les approximations qu'elle introduit écartent de la réalité physique les résultats ainsi établis.

La théorie de la similitude, qui est basée sur l'analyse dimensionnelle classique, étudie complètement le phénomène, mais les résultats qu'elle établit ne peuvent être intégralement justifiés au point de vue théorique et s'appliquent par conséquent uniquement aux phénomènes semblables.

L'analyse dimensionnelle moderne confère une justification aux exponents qui ne peuvent être établis intégralement par d'autres voies théoriques. C'est l'unique méthode qui puisse suivre l'évolution du phénomène sur les trois tronçons rectilignes distincts, présentés par la réalité physique. Les résultats obtenus confirment la valabilité des relations établies par la théorie de la similitude.

EXPLICATION DE LA FIGURE

La dissipation de chaleur en mouvement libre.

BIBLIOGRAFIE

1. I. C. Staicu, *Analiza dimensională. Stabilirea relațiilor monoame și omogene.* Studii și cercetări de fizică, t. V, nr. 3—4, iulie—decembrie 1954, p. 237.
2. M. A. Miheev, *Bazele transmiterii căldurii.* Ed. energetică de stat, București, 1953.
3. D. K. Voskresenskii, *Culegere de probleme de transmiterea căldurii.* Ed. energetică de stat, București, 1953.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

TERMOTEHNICĂ

EXTINDEREA VALABILITĂŢII ECUAŢIEI $pV^{\varkappa} = \text{const.}$ *)

DE

G. BĂRĂNESCU

Printre evoluţiile simple ale gazelor studiate în termodinamică, se numără şi evoluţia adiabată, în care schimbul de căldură între mediul termodinamic şi mediul exterior este în permanenţă nul.

Pentru determinarea ecuaţiei caracteristice a acestei evoluţii, se porneşte de la expresia primului principiu pentru o evoluţie deschisă

$$dQ = dU + A dL ,$$

în care se pun condiţiile

— schimbul de căldură nul

$$dQ = 0 ,$$

— evoluţie reversibilă

$$dL = p dV,$$

— gaz ideal **)

$$\varkappa = \frac{C_p}{C_v} = \text{const.}$$

Se obţine astfel ecuaţia caracteristică

$$pV^{\varkappa} = \text{const.}, \qquad (1)$$

care este numită impropriu ecuaţia adiabatei, deoarece din condiţiile impuse se observă că ecuaţia (1) este valabilă numai pentru o *adiabată reversibilă a unui gaz ideal.*

Relaţia (1) are însă o valabilitate mult mai mare şi anume poate fi aplicată pentru toate evoluţiile izentropice ale gazelor ideale.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 5 septembrie 1954.

**) Prin gaz ideal se înţelege un gaz de compoziţie chimică invariabilă, care ascultă de legile gazelor perfecte şi ale cărui călduri specifice sînt constante.

La prima vedere afirmația pare lipsită de sens, deoarece evoluția adiabată și reversibilă este și izentropică. Într-adevăr, din relația variației elementare de entropie pentru evoluțiile reversibile

$$dS = \frac{dQ}{T},$$

se constată că pentru evoluțiile în care schimbul de căldură este nul, variația de entropie este

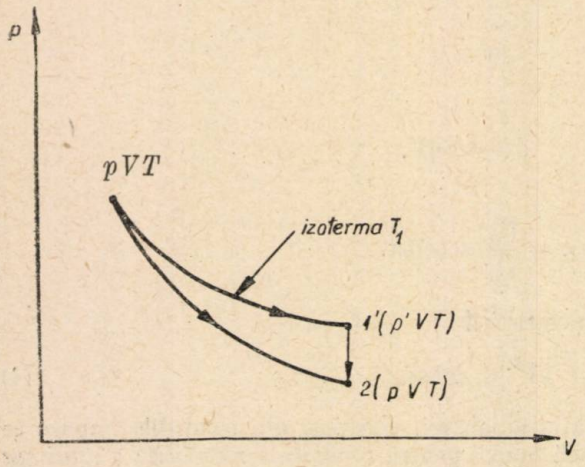
$$dS = 0$$

adică,

$$S = \text{const}.$$

În realitate însă, evoluțiile adiabate și reversibile reprezintă numai o parte din evoluțiile izentropice. Cu alte cuvinte, reciproca afirmației precedente nu este adevărată, adică nu toate evoluțiile izentropice sînt adiabate și reversibile.

Ca o justificare a celor de mai sus, să considerăm cazul destinderii unui gaz în vid, ca în experiența lui Joule. Evoluția este ireversibilă și deci — conform principiului al doilea al termodinamicei — se va produce o creștere de entropie. Se poate totuși realiza o astfel de evoluție și la entropie constantă, dacă în timpul evoluției se extrage de la sistem o cantitate de căldură care să compenseze în fiecare moment creșterea de entropie datorită măririi volumului. Pe o astfel de evoluție ireversibilă, deși entropia sistemului rămîne constantă, principiul al doilea nu este infirmat, întrucît datorită schimbului de căldură dintre gaz și mediul exterior, entropia mediului exterior va suferi o creștere cel puțin egală cu variația entropiei gazului în cazul cînd destinderea ireversibilă avea loc în condiții adiabatice; astfel entropia ansamblului format din gaz și mediul exterior va crește, așa cum cere principiul al doilea.



Stabilirea ecuației caracteristice pentru o evoluție izentropică a unui gaz ideal.

În genereal, o evoluție ireversibilă oarecare poate fi condusă la entropie constantă, dacă se extrage în fiecare moment de la fluid, o cantitate de căldură care să producă o scădere a entropiei egală cu creșterea entropiei corespunzătoare ireversibilității evoluției.

Ținînd seama de observațiile de mai sus, ne propunem să stabilim — în ipoteza gazului ideal — ecuația caracteristică a unei evoluții izentropice oarecare.

Fie o astfel de evoluție, reversibilă sau ireversibilă. Pentru fixarea ideilor să presupunem că evoluția este o destindere. Dacă timpul în care se realizează evoluția este mult mai mare decît timpul de relaxare, se poate socoti că în fiecare

moment presiunea din gaz este uniformă și ca atare diversele stări ale evoluției pot fi reprezentate în diagrama mecanică din figură.

Să precizăm entropia cu ajutorul variabilelor V și T.

Mărirea volumului antrenează o creștere a entropiei. Dar pentru ca entropia să rămînă constantă este necesar ca al doilea parametru (temperatura) să scadă astfel încît să producă o scădere a entropiei, care să compenseze în fiecare moment creșterea de entropie datorită măririi volumului.

Să scriem analitic această condiție. Folosind metoda generală de calcul a variației entropiei, vom imagina evoluții reversibile care pleacă din aceeași stare inițială și ajung la aceeași stare finală; variația entropiei pe aceste evoluții va fi egală cu variația de entropie pe evoluția considerată, deoarece entropia este o mărime de stare.

Întrucît există libertate completă în alegerea evoluțiilor reversibile, este avantajos să se aleagă două evoluții astfel ca pe fiecare din ele să varieze numai unul din parametrii prin care s-a convenit să se evalueze variația entropiei. În cazul de față vom considera mai întîi o izotermă $11'$ pînă la volumul stării finale 2, urmată de o izocoră $1'2$ (fig.).

Pentru un gaz ideal, creșterea entropiei pe izoterma $11'$ este dată de relația

$$\Delta S_{11'} = nAR \ln \frac{V}{V_1}, \tag{2}$$

unde n este cantitatea de gaz exprimată în moli.

Pe izocora $1'2$ scăderea entropiei va fi

$$\Delta S_{1'2} = -n.C_v \ln \frac{T_1}{T}. \tag{3}$$

Însă prin ipoteză avem

$$\Delta S_{12} = 0,$$

astfel că între relațiile (2) și (3) există condiția

$$\Delta S_{12} = \Delta S_{11'} + \Delta S_{1'2} = nAR \ln \frac{V}{V_1} - n \cdot C_v \ln \frac{T_1}{T} = 0$$

sau

$$AR \ln \frac{V}{V_1} = C_v \ln \frac{T_1}{T}. \tag{4}$$

Scriind ecuația gazului ideal în stările 1 și 2

$$p_1 V_1 = nRT_1,$$
$$pV = nRT,$$

raportul temperaturilor va fi

$$\frac{T_1}{T} = \frac{p_1 V_1}{pV}.$$

Înlocuind în (4) se obține

$$AR \ln \frac{V}{V_1} = C_v \ln \frac{p_1 V_1}{pV}. \tag{5}$$

La un gaz ideal produsul AR este

$$AR = C_p - C_v. \tag{6}$$

Din (5) şi (6) putem scrie succesiv

$$\ln\left(\frac{V}{V_1}\right)^{C_p - C_v} = \ln\left(\frac{p_1 V_1}{pV}\right)^{C_v}$$

sau

$$\boxed{pV^\varkappa = p_1 V_1^\varkappa} \tag{7}$$

În concluzie, ecuaţia $pV^\varkappa = \text{const.}$ are o valabilitate mai largă; ea poate fi aplicată la toate evoluţiile izentropice ale unui gaz ideal. Adiabata reversibilă este numai un caz particular al evoluţiei izentropice; o izentropică reversibilă trebuie să fie şi adiabată, însă evoluţiile ireversibile pot decurge la entropie constantă, dacă se realizează un schimb de căldură convenabil între sistem şi mediul exterior.

РАСШИРЕНИЕ ПРИМЕНИМОСТИ УРАВНЕНИЯ $pV^\varkappa = \text{const.}$

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Указывается, что уравнение $pV^\varkappa = \text{const.}$, которым обычно пользуются для определения адиабатических и обратимых изменений, происходящих в идеальном газе, имеет более широкое применение и может быть применено ко всем изентропным изменениям в идеальном газе как обратимым, так и необратимым, в которые как частный случай входит и обратимая адиабата. Необратимые изменения могут протекать при постоянной энтропии, если осуществляется надлежащий обмен теплоты между термодинамической системой и внешней средой.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКА

Вывод характерного уравнения для изентропных изменений в идеальном газе.

L'EXTENSION DE LA VALABILITÉ DE L'ÉQUATION $pV^\varkappa = \text{const.}$

(RÉSUMÉ)

On montre, dans l'article, que l'équation $pV^\varkappa = \text{const.}$, qui est utilisée d'habitude pour les évolutions adiabatiques et reversibles d'un gaz idéal, a une valabilité accrue; elle peut être appliquée à toutes les évolutions isentropiques d'un gaz idéal, réversibles ou irréversibles, évolutions qui impliquent l'adiabatique réversible comme cas particulier. Une évolution irréversible peut aboutir à l'entropie constante, au cas où l'on réalise un échange de chaleur convenable entre le système thermodynamique et le milieu extérieur.

EXPLICATION DE LA FIGURE

L'établissement de l'équation caractéristique pour une évolution isentropique d'un gaz idéal.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ENERGETICĂ GENERALĂ

CARACTERISTICILE ENERGETICE ALE PRODUCŢIEI INDUSTRIALE *)

DE

IGNAT I. SAPHIER

INTRODUCERE

Procesul de producţie trebuie privit ca un tot întreg el avînd însă două aspecte unul tehnologic şi unul energetic. Aceste două aspecte se influenţează reciproc şi se contopesc în procesul de producţie. Dacă randamentul energetic al unui proces de producţie reflectă gradul de utilizare a energiei consumate, deci caracterizează doar aspectul energetic al procesului, consumul specific de energie face legătura dintre cele două aspecte, raportînd consumul de energie la volumul producţiei şi deci caracterizează procesul de producţie sub ambele sale aspecte.

Consumul specific de energie este un indice complex depinzînd de o serie de factori tehnologici, energetici şi organizatorici şi anume de:

— nivelul tehnic al utilajului energetic şi tehnologic;
— indicii tehnologici ai procesului respectiv;
— regimul de lucru al utilajului (funcţionare continuă sau intermitentă; încărcare constantă sau variabilă);
— modul de organizare a producţiei;
— gradul de mecanizare şi de înzestrare a muncii cu energie;
— exploatarea gospodăriei energetice etc.

Rezultă din cele de mai sus, că, pentru un acelaşi agregat şi acelaşi produs chiar, consumul specific de energie va varia în funcţie de variaţia factorilor energetici şi tehnologici de care depinde. Această variaţie este mult mai accentuată în ceea ce priveşte consumul specific de energie decît consumul de alte materiale, datorită în special consumului la mersul în gol.

Dependenţa funcţională dintre consumul de energie şi producţie este dată de ceea ce se numeşte caracteristica energetică a procesului de producţie respectiv. Avînd în vedere caracterul complex al consumului specific de energie care cuprinde

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 aprilie 1955.
Articolul de faţă reprezintă prima parte a lucrării şi se opreşte la tratarea caracteristicilor energetice simple. Un articol viitor va forma obiectul celei de a doua părţi a lucrării, tratînd despre caracteristicile energetice compuse.

laolaltă atît aspectul tehnologic cît și pe cel energetic al procesului de producție respectiv, la stabilirea și analiza caracteristicii energetice se cere cuprinderea într-un tot a ambelor acestor aspecte, se cere conlucrarea cît mai strînsă între tehnolog și energetician.

Caracteristicile energetice ale utilajelor și instalațiilor energetice (cazane, mașini termice, grupuri electrogene, centrale electrice) sînt pe larg tratate în literatura de specialitate și sînt cunoscute de multă vreme. Apariția studiului caracteristicilor energetice mai întîi în ramura producției de energie electrică se datorește, în special, faptului că tehnologii din această ramură sînt în același timp și energeticieni și că, aici dezideratul conlucrării dintre tehnolog și energetician este satisfăcut în măsura cea mai mare posibilă, prin identificarea într-o aceeași persoană a tehnologului și a energeticianului.

În ultimul timp, s-a căutat ca pe baza metodelor folosite la instalațiile energetice să se extindă folosirea caracteristicilor energetice și la instalațiile tehnologice, reușindu-se a se stabili o metodologie mulțumitoare, fără însă a se fi ajuns la un stadiu definitiv, din cauza complexității problemei.

Lucrarea de față caută a expune teoria generală a caracteristicilor energetice ale producției industriale. La începutul lucrării s-a încercat stabilirea unei clasificări și a unei terminologii în ceea ce privește caracteristicile energetice ale producției industriale. La finele articolului se dă în anexă un tablou centralizator, conținînd simbolurile și definițiile noțiunilor folosite.

1. GENERALITĂȚI

1.1. Caracteristica energetică. Caracteristica energetică reprezintă expresia (analitică sau grafică) a dependenței dintre energia (sau cantitatea de purtător de energie) consumată, respectiv puterea (sau debitul de purtător de energie) absorbită și volumul producției, respectiv productivitatea, realizată în intervalul de timp considerat. În consecință caracteristica energetică reprezintă una din dependențele funcționale de mai jos:

$$W = F(V), \tag{1}$$

$$P = f(A), \tag{1'}$$

$$w = \varphi(A), \tag{1''}$$

unde

W = energie,
P = putere,
V = volumul producției,
A = productivitate,
w = consum specific de energie.

Legătura dintre variabilele ce intervin în cele trei moduri de exprimare a caracteristicii energetice expuse mai sus, este dată de următoarele relații:

$$P = \frac{W}{t}, \tag{2}$$

$$A = \frac{V}{t}, \tag{2'}$$

$$w = \frac{W}{V} = \frac{P}{A}, \tag{2''}$$

unde cu t s-a notat timpul.

Consumul de energie poate fi exprimat direct în unități naturale de măsură pentru energie (kWh; kcal) sau indirect, în unități naturale sau convenționale pentru purtătorul respectiv de energie (tone abur normal sau de anumiți parametri; m^3 aer comprimat de o anumită presiune; tone combustibil convențional sau natural; etc.).

Consumul de energie pe unitate de timp reprezintă *putere* și pentru caracteristica energetică respectivă poate fi exprimat direct în unități naturale de măsură pentru putere (kW; kcal/h; etc.) sau indirect, prin debitul purtătorului respectiv de energie exprimat în unități naturale sau convenționale (t/h abur; m^3/h aer comprimat; t/h combustibil natural sau convențional; etc.).

În cele de mai jos se va folosi în mod convențional expresia de « energie » și se va nota cu W, indiferent dacă se referă la consumul propriu-zis de energie sau de un anumit purtător de energie, iar expresia de « putere » se va nota cu P, indiferent dacă se referă la putere propriu-zisă sau la debitul unui anumit purtător de energie.

După cum sînt considerate cele două variabile, dependentă (W , P sau w) și independentă (V sau A), caracteristica energetică se poate referi la un singur agregat, la o grupă de agregate similare lucrînd în paralel sau la o suită de agregate sau grupuri de agregate lucrînd în serie, respectiv la o secție a unei întreprinderi sau la întreaga întreprindere.

1.2. Caracteristica energetică simplă și compusă. Expresia cea mai simplă a caracteristicii energetice se obține în cazul unui singur agregat, pentru care motiv se numește o caracteristică energetică simplă, în opoziție cu caracteristica energetică compusă care se referă la un grup de agregate, o secție sau o întreprindere.

Caracteristica energetică, a unui grup de agregate similare, lucrînd în paralel, sau a unei suite de agregate, lucrînd în serie, respectiv a unei secții sau întreprinderi, reprezintă — sau se obține prin — însumarea *convenabilă* a caracteristicilor energetice simple. Această însumare se referă la caracteristicile energetice reduse și se face ținîndu-se seama de variația stocurilor intermediare precum și de cantitățile de produse intermediare ce părăsesc ca atare circuitul tehnologic.

1.3. Caracteristica energetică redusă. Prin caracteristica energetică redusă se înțelege caracteristica energetică (simplă sau compusă) la care variabila independentă (V sau A) se referă la produsul principal, indiferent dacă acest produs se obține sau nu în agregatul, grupul de agregate, sau secția considerată.

Prin produs principal se înțelege produsul obținut în agregatul (sau grupa de agregate similare lucrînd în paralel) conducător (principal). În unele cazuri, produsul principal poate fi produsul final (produsul finit) în alte cazuri unul din produsele intermediare, în sfîrșit, în alte cazuri se poate considera ca produs principal chiar materia primă pusă în fabricație. Astfel de pildă la producția de nichel plecîndu-se de la minereu, produsul principal este chiar produsul finit, la producția de ciment produsul principal este producția de clincher, deci un produs intermediar, iar la producția de zahăr, produsul principal este sfecla supusă prelucrării, deci materia primă.

Fie o suită de n agregate sau grupe de agregate. Caracteristica energetică a unui agregat sau a unei grupe de agregate oarecare poate fi exprimată precum urmează

$$W_i = F_i(V_i),$$
$$P_i = f_i(A_i),$$
$$w_i = \varphi_i(A_i).$$

Trecerea la caracteristica energetică redusă se face cu ajutorul factorului de reducere (ω) pentru care se introduce următoarea relaţie de definiţie

$$\omega_i = \frac{V_i}{V_j} = \frac{A_i}{A_j}, \tag{3}$$

unde variabilele independente V_j şi A_j se referă la produsul principal.

Caracteristica energetică redusă va fi deci exprimată prin următoarele relaţii *)

$$W_i^* = F_i^* (\omega_i, V_j), \tag{4}$$

$$P_i^* = f_i^* (\omega_i, A_j), \tag{4'}$$

$$w_i^* = \varphi_i^* (\omega_i, A_j). \tag{4''}$$

În cazurile în care este vorba de o suită de agregate cu o producţie omogenă **), cu un flux continuu, fără stocuri tampon între diversele faze ale procesului şi fără ca anumite produse intermediare să părăsească ca atare circuitul tehnologic, factorii de reducere (ω_i) sînt funcţie exclusiv de volumul producţiei — respectiv de productivitatea — agregatului (sau grupuri de agregate similare lucrînd în paralel) conducător (principal) şi deci variabila dependentă a caracteristicii energetice reduse (simple sau compuse) nu depinde decît de o singură variabilă independentă. În caz contrar, factorul de reducere intervine ca o a doua variabilă independentă, iar caracteristica energetică compusă devine o funcţie de n variabile independente ***) (ω_1; ω_2; ... ω_{j-1}; ω_{j+1}; ... ω_n; V_j resp. A_j).

La stabilirea caracteristicii energetice a unei secţii sau întreprinderi, trebuie ţinut seama în plus şi de consumatorii auxiliari şi gospodăreşti. De asemenea şi pentru aceşti consumatori se pot stabili caracteristici energetice. Aceste caracteristici, reduse la produsul principal al secţiei sau întreprinderii, se pot însuma *convenabil* cu caracteristicile energetice (simple sau compuse) ale agregatelor sau grupurilor de agregate.

1.4. Caracteristica energetică secundară. Consumurile pentru scopuri auxiliare sau gospodăreşti sînt considerate consumuri secundare faţă de consumurile principalelor agregate tehnologice şi reprezintă în general un procent relativ mic din consumul total de energie, respectiv putere, al acestor agregate principale. Din această cauză, pentru simplificare, caracteristica energetică a acestor consumatori secundari nu se determină pentru fiecare consumator în parte, aşa cum este necesar pentru agregatele principale de producţie, ci se determină o caracteristică energetică globală care poartă numele de caracteristică energetică secundară.

Caracteristica energetică secundară se raportează direct la produsul principal şi este deci prin definiţie o caracteristică energetică redusă, fără însă ca să conţină vreun factor de reducere.

1.5. Caracteristica energetică eterogenă. Dacă producţia unui agregat, secţii sau întreprinderi, nu este o producţie omogenă, fie că diversele produse finale nu se pot exprima satisfăcător într-o aceeaşi unitate fizică convenţională fie că (în cazul unei întreprinderi) anumite produse intermediare părăsesc ca atare circuitul

*) Pentru exprimarea caracteristicii energetice reduse se foloseşte asteriscul.

**) Sau cu o producţie heterogenă, în cazul în care diferitele produse finale se pot exprima în funcţie de un singur produs principal prin intermediul unei relaţii judicios alese, deci în funcţie de o unitate fizică (nu valorică) convenţională.

***) ω_j este prin definiţie egal cu unitatea.

tehnologic, se pot considera caracteristicile energetice (simple, compuse sau reduse) pentru fiecare din aceste produse separat, obținîndu-se astfel o familie de caracteristici energetice, avînd ca parametru diferitele produse considerate.

Familia de caracteristici energetice astfel obținută se numește caracteristică energetică eterogenă.

1.6. Caracteristica energetică complexă. Un anumit agregat, o secție sau o întreprindere, consumă simultan energie de diverse forme. Caracteristica energegetică se referă în general la o anumită formă de energie. În multe cazuri este necesar de a se considera dependența dintre consumul total (complex) de energie și producție. Pentru aceasta, variabila dependentă a caracteristicilor energetice pentru diferitele forme de energie se va exprima într-o singură unitate de măsură pentru energie (kWh sau kcal). Prin însumarea *convenabilă* a acestor caracteristici se obține o caracteristică energetică, care reprezintă dependența dintre consumul complex de energie și producție. Această caracteristică se numește caracteristica energetică complexă și este prin definiție o caracteristică energetică compusă.

1.7. Expresia analitică a caracteristicii energetice. Indiferent de felul caracteristicii energetice, simplă, compusă, redusă, eterogenă sau complexă, aceasta se poate exprima analitic printr-o funcție de forma *)

$$P = k_e P_g + \alpha A^r = k_e P_g + \alpha\,(kA_{\max})^r = k_e\,[P_g + \alpha k_e^{r-1}\,(k_i\,A_{\max})^r]\,, \qquad (5)$$

unde

k_e = indicile extensiv de utilizare în valoare relativă,
k_i = indicile intensiv de utilizare în valoare relativă,
k = indicile integral de utilizare în valoare relativă,

(pentru definițiile acestor indici, a se vedea anexa).

Pentru caracteristicile energetice compuse, indicii de utilizare a capacităților de producție (k_e; k_i și k) trebuie reduși la produsul principal **). Indicele integral de utilizare ($k = k_e k_i$) joacă rolul de variabilă independentă.

Avînd în vedere că indicii de utilizare extensiv (k_e) și intensiv (k_i) joacă rolul de parametri, grafic, caracteristica energetică corespunde unui domeniu în care se pot trasa liniile de egală valoare a acestor indici (k_e = const.; k_i = const). Acest domeniu este delimitat de liniile $k_e = 1$, $k_i = 1$ și axa ordonatelor, care este în același timp și linia $k_i = 0$.

Liniile de egală valoare a indicelui intensiv de utilizare (k_i = const.) sînt linii trecînd prin origine. Dacă valoarea exponentului r este diferită de unitate ($r \neq 1$) atunci liniile k_e = const. sînt curbe și anume cu concavitatea în sus pentru $r > 1$ și cu concavitatea în jos pentru $r < 1$. Dacă valoarea exponentului este egală cu unitatea ($r = 1$), liniile k_e = const. sînt drepte.

Caracteristicile energetice se numesc caracteristici energetice liniare dacă $r = 1$ și caracteristici energetice curbe dacă $r \neq 1$. Valoarea exponentului r se numește gradul caracteristicii. Astfel o caracteristică liniară este o caracteristică de gradul unu.

Pentru $r \neq 1$, dacă în domeniul delimitat de valorile productivității între care se lucrează efectiv, liniile de egală valoare a indicelui extensiv de utilizare sînt

*) Pentru trecerea de la această formă (5) la celelalte forme ale caracteristicii energetice se pot folosi relațiile (2), (2') și (2'').

**) Despre această operație se va trata la punctul 2.4.

suficient de plate, atunci acestea pot fi aproximate în acest domeniu cu linii drepte și deci caracteristica energetică se poate exprima printr-o relație de forma

$$P = k_e \beta P'_g + \alpha A = k_e \beta P'_g + \alpha k A_{\max} = k_e [\beta P'_g + \alpha k_i A_{\max}] , \tag{6}$$

unde β este un factor rezultant din trecerea de la caracteristică curbă la caracteristică liniară *).

În felul acesta operațiile pot fi cu mult simplificate.

2. CARACTERISTICA ENERGETICĂ SIMPLĂ

2.1. Generalități. Caracteristica energetică simplă se referă la un singur agregat și se poate exprima fie pentru valorile momentane ale variabilelor, fie pentru valorile medii ale acestora. Valorile momentane și medii sînt date de următoarele relații de definiție:

a) valori momentane

$$P_m = \frac{\mathrm{d}W}{\mathrm{d}t} = f(A_m) , \tag{7}$$

$$A_m = \frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}t} = \psi(t) , \tag{7'}$$

b) valori medii

$$P_{\text{med}} = \frac{W}{t} = \frac{1}{t}\int_0^t P_m \, \mathrm{d}t = f(A_{\text{med}}) , \tag{8}$$

$$A_{\text{med}} = \frac{V}{t} = \frac{1}{t}\int_0^t A_m \, \mathrm{d}t . \tag{8'}$$

Valoarea momentană a indicelui extensiv de utilizare (k_e) nu poate fi decît 1 atunci cînd agregatul este în stare de funcțiune, sau 0 în tot cursul timpului de inactivitate (t_0) al agregatului. Din această cauză valorile momentane ale puterii nu depind decît de valoarea momentană a indicelui intensiv de utilizare, ca parametru. Valorile medii ale puterii depind de valorile medii atît a indicelui intensiv cît și extensiv de utilizare ca parametri. Rezultă de aici că pe cînd caracteristica energetică pentru valori momentane reprezintă o singură linie (dreaptă sau curbă), caracteristica energetică pentru valori medii reprezintă un domeniu **).

Avînd în vedere acest lucru, pentru determinarea acestui domeniu se pornește (experimental sau teoretic) prin determinarea liniei $k_e = 1$ pentru valori medii, ceea ce, așa cum se va arăta mai jos, pentru cazul particular al caracteristicii liniare, corespunde în același timp și cu caracteristica energetică pentru valori momentane.

2.2. Caracteristica energetică liniară. Caracteristica energetică liniară relativ la valori momentane se poate exprima prin următoarea relație:

$$P_m = P_g + \alpha A_m . \tag{9}$$

*) Despre factorul β se tratează la punctul 2.3.

**) În cazul special al unei funcționări continue ($t_e = t_c$) și încărcare constantă (k_i = const.), caracteristica se reduce la un punct.

Pentru o perioadă oarecare de funcționare continuă între două perioade de inactivitate, valorile medii ale puterii și productivității se pot exprima prin relațiile

$$P_{\text{med fi}} = \frac{W_i}{t_{\text{fi}}} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} P_m \, dt = \frac{1}{t_{\text{fi}}} P_g \int_0^{t_{\text{fi}}} dt + \frac{\alpha}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \, dt,$$

$$A_{\text{med fi}} = \frac{V_i}{t_{\text{fi}}} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m dt \, ,$$

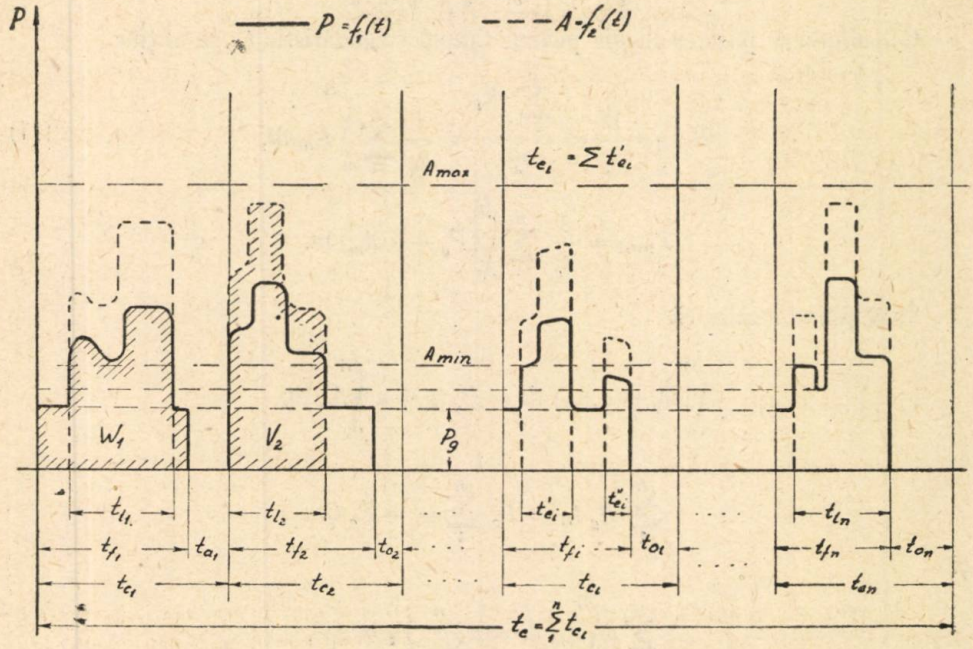


Fig. 1. — Grafic de funcționare.

de unde rezultă

$$P_{\text{med fi}} = P_g + \alpha A_{\text{med fi}} \, . \tag{10}$$

Relațiile (9) și (10) de mai sus sînt identice, de unde rezultă că dacă agregatul a fost în funcțiune în toată perioada considerată, caracteristica energetică pentru valori momentane este valabilă și pentru valori medii. Acest lucru este de mare importanță pentru stabilirea pe cale experimentală a caracteristicii energetice. Caracteristica energetică astfel construită nu este însă valabilă și pentru valorile medii raportate la o perioadă de timp în care intervin și timpi de inactivitate a agregatului.

Un agregat cu o producție omogenă se consideră că a funcționat într-un timp calendaristic t_c conform graficului din figura 1 în care sînt redate variația în timp a valorilor momentane ale productivității și puterii. Sînt valabile relațiile

$$t_c = \sum_1^n t_{ci} \; ; \; t_e = \sum_1^n t_{ei} \; ; \; t_f = \sum_1^n t_{fi} \, ,$$

$$W = \sum_1^n W_i \; ; \; V = \sum_1^n V_i \, .$$

Fondul calendaristic de timp (t_c) se împarte în

t_e = timpul de lucru efectiv, în care agregatul a funcţionat cu o încărcare diferită de zero,

t_g = timpul de mers în gol, în care agregatul a funcţionat în gol,

$t_f = t_e + t_g$ = timpul de funcţionare, în care agregatul a fost în funcţiune,

t_0 = timpul de inactivitate.

Cu aceste notaţii se poate scrie

$$t_c = t_f + t_o = t_e + t_g + t_o.$$

Calculîndu-se puterea medie pentru timpul calendaristic t_c, se obţine

$$P_{\text{med}} = \frac{W}{t_c} = \frac{\sum_1^n W_i}{t_c} = \frac{1}{t_c} \sum_1^n \int_0^{t_{\text{fi}}} P_m \, dt, \tag{11}$$

$$P_{\text{med}} = \frac{1}{t_c} \sum_1^n \int_0^{t_{\text{fi}}} (P_g + \alpha A_m) \, dt.$$

Însă ţinînd seama că

$$\int_0^{t_{\text{fi}}} (P_g + \alpha A_m) \, dt = P_g t_{\text{fi}} + \alpha \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \, dt,$$

iar

$$\sum_1^n P_g t_{\text{fi}} = P_g \sum_1^n t_{\text{fi}} = P_g t_f,$$

şi

$$\sum_1^n \alpha \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \, dt = \alpha \sum_1^n V_i = \alpha V,$$

relaţia (11) se poate scrie precum urmează

$$P_{\text{med}} = \frac{t_f}{t_c} P_g + \alpha A_{\text{med}} = k_e P_g + \alpha A_{\text{med}}. \tag{12}$$

Expresia de mai sus (12) reprezintă caracteristica energetică a agregatului pentru valori medii. Comparînd această expresie cu caracteristica pentru valori momentane (9), se vede că relaţia (12) reprezintă o linie dreaptă, avînd acelaşi coeficient unghiular ca şi caracteristica pentru valori momentane, deci o dreaptă paralelă cu aceasta, tăind însă axa ordonatelor într-un punct de ordonată

$$\frac{t_f}{t_c} P_g = k_e P_g'.$$

Introducînd şi noţiunile de indice intensiv şi integral de utilizare, se poate scrie

a) pentru valori momentane, ţinînd seama că în acest caz $k_e = 1$,

$$dV = A_m \, dt = (k_i)_m A_{\max} \, dt,$$

de unde

$$A_m = \frac{dV}{dt} = (k_i)_m A_{max} = k_m A_{max},$$

iar expresia (9) pentru caracteristica energetică devine

$$P_m = P_g + \alpha k_m A_m = P_g + \alpha (k_i)_m A_m; \tag{13}$$

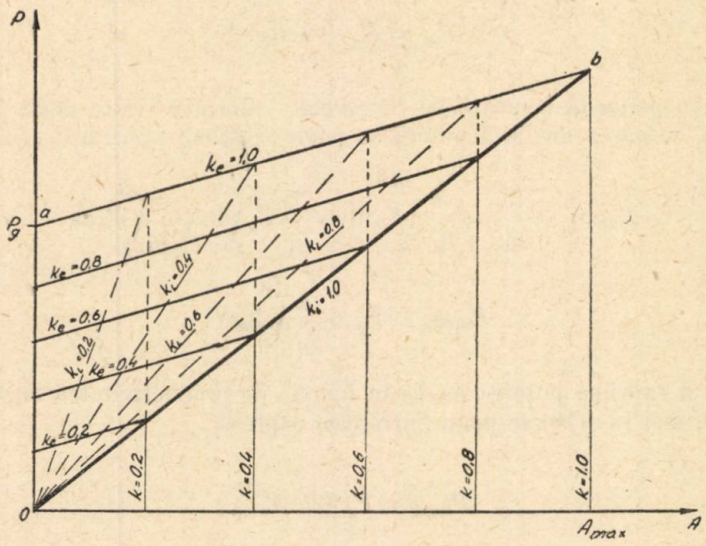


Fig. 2. — Caracteristica energetică liniară.

b) pentru valori medii *)

$$V = A_{med}\, t_c = k_i A_{max}\, t_f,$$

de unde

$$A_{med} = k_i \frac{t_f}{t_c} A_{max} = k_i k_e A_{max} = k A_{max},$$

iar expresia (12) pentru caracteristica energetică devine

$$P_{med} = k_e P_g + \alpha k A_{max}, \tag{14}$$

sau

$$P_{med} = k_e [P_g + \alpha k_i A_{max}]. \tag{14'}$$

Relațiile (14) și (14') reprezintă expresia analitică generală a caracteristicii energetice liniare. În figura 2 este redată reprezentarea grafică a acestei caracteristici. Din analiza acestor expresii rezultă următoarele:

— Locul geometric al punctelor (P, A) pentru k_e = const. este o familie de drepte paralele cu coeficientul unghiular α.

— Locul geometric al punctelor (P, A) pentru k_i = const. este un fascicul de drepte cu vîrful în origine.

*) Notațiile k_i, k_e și k se referă la valori medii ale indicilor de utilizare extensiv, intensiv și integral.

— Locul geometric al punctelor (P, A) pentru $k = \text{const.}$ este o familie de drepte paralele cu axa ordonatelor.

— Punctele (P, A) posibile se vor situa în interiorul triunghiului delimitat de axa ordonatelor $(k_i = 0)$ și de dreptele $k_e = 1$ și $k_i = 1$.

2.3. Caracteristica energetică curbă. Caracteristica energetică curbă relativ la valori momentane se poate exprima prin următoarea relație:

$$P_m = P_g + \alpha A_m^r . \tag{15}$$

Pentru o perioadă oarecare de funcționare continuă între două perioade de inactivitate, valoarea medie a puterii se poate exprima precum urmează:

$$P_{\text{med}_{\text{fi}}} = \frac{W_i}{t_{\text{fi}}} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} P_m \mathrm{d}t = \frac{1}{t_{\text{fi}}} P_g \int_0^{t_{\text{fi}}} \mathrm{d}t + \frac{\alpha}{t_{\text{fi}}} \int_0^{\text{fi}} A_m^r \mathrm{d}t,$$

sau

$$P_{\text{med}_{\text{fi}}} = P_g + \frac{\alpha}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m^r \mathrm{d}t . \tag{16}$$

Pentru a exprima puterea medie în funcție de productivitatea medie, în locul expresiei de mai sus (16) se poate introduce expresia

$$P_{\text{med}} = P_g + \alpha A_{\text{med}}^{r(1)} , \tag{17}$$

unde

$$A_{\text{med}} = \frac{V_i}{t_{\text{fi}}} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \mathrm{d}t .$$

Legătura dintre exponenții r și $r^{(1)}$ se obține din condiția de identitate dintre relațiile (16) și (17) și poate fi exprimată prin relațiile

$$A_{\text{med}}^{r(1)} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m^r \mathrm{d}t ,$$

sau

$$\left[\frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \mathrm{d}t \right]^{r(1)} = \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m^r \mathrm{d}t .$$

Logaritmînd, se obține pentru exponentul $r^{(1)}$ relația

$$r^{(1)} = \frac{\ln \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m^r \mathrm{d}t}{\ln \frac{1}{t_{\text{fi}}} \int_0^{t_{\text{fi}}} A_m \mathrm{d}t} . \tag{18}$$

Examinînd relația (18), rezultă că în afară de cazul particular al caracteristicii liniare cînd $r^{(1)} = r = 1$ sau pentru cazurile în care în timpul considerat t_{fi} agregatul a funcționat cu o productivitate momentană constantă ($A_m = \text{const.}$, respectiv $A_{med} = A_m$) cînd $r^{(1)} = r$, pentru toate celelalte cazuri ($r \neq 1$) pentru unul și același agregat exponentul $r^{(1)}$ al caracteristicii energetice pentru valori medii la funcționare continuă ($k_e = 1$) va fi diferit de exponentul r al caracteristicii energetice pentru valori momentane. În consecință, în cazul caracteristicilor energetice curbe și funcționare cu productivitate variabilă, caracteristica energetică pentru valori medii la funcționare continuă ($k_e = 1$) nu este identică cu caracteristica energetică pentru valori momentane a aceluiași agregat.

Trecînd acum la considerarea unui timp calendaristic (t_c) în care se cuprind și timpi de inactivitate, deci la cazul unei funcționări discontinue ($k_e \neq 1$) a agregatului, puterea medie se poate exprima prin relațiile

$$P_{med} = \frac{W}{t_c} = \frac{\sum_{i}^{n} W_i}{t_c} = \frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} P_m \mathrm{d}t ,$$

$$P_{med} = \frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} (P_g + \alpha A_m^r) \mathrm{d}t,$$

iar caracteristica energetică poate fi exprimată de relația

$$P_{med} = k_e P_g + \frac{\alpha}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} A_m^r \mathrm{d}t. \tag{19}$$

Expresia de mai sus (19), la fel ca mai înainte, se poate înlocui cu expresia

$$P_{med} = k_e P_g + \alpha A_{med}^{r'}, \tag{20}$$

în care puterea medie este exprimată în funcție de productivitatea medie. Aceasta din urmă este dată de relația

$$A_{med} = \frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} A_m \mathrm{d}t. \tag{21}$$

Din relațiile (19) și (20) rezultă legătura dintre exponenții r și r' după cum urmează:

$$A_{med}^{r'} = \frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} A_m^r \mathrm{d}t,$$

sau ținînd seama de relația (21)

$$\left[\frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} A_m \mathrm{d}t \right]^{r'} = \frac{1}{t_c} \sum_{1}^{n} \int_{0}^{t_{fi}} A_m^r \mathrm{d}t.$$

Logaritmînd, se obține pentru exponentul r' relația

$$r' = \frac{\ln \frac{1}{t_c} \sum_1^n \int_0^{t_{fi}} A_m^r dt}{\ln \frac{1}{t_c} \sum_1^n \int_0^{t_{fi}} A_m dt}. \tag{22}$$

Examinînd relația (20) rezultă că $r' = r^{(1)}$ numai în cazul caracteristicilor liniare $r = 1$. De asemenea, $r' = r^{(1)}$ în cazul funcționării continue ($k_e = 1$). Aceste concluzii sînt de fapt evidente.

Pentru toate celelalte cazuri ($r \neq 1$ și funcționare discontinuă) exponentul r' este diferit de exponentul $r^{(1)}$ și deci și de exponentul r.

Introducînd indicii de utilizare integral și intensiv în expresia (20), se obțin următoarele forme pentru caracteristica energetică curbă pentru valori medii:

$$P_{med} = k_e P_g + \alpha (k A_{max})^r, \tag{22'}$$

$$P_{med} = k_e P_g + \alpha (k_e k_i A_{max})^r = k_e \left[P_g + \alpha k_e^{r-1} (k_i A_{max})^r \right]. \tag{22''}$$

Relațiile (22), (22') și (22'') reprezintă expresia analitică generală a caracteristicii energetice, caracteristica energetică liniară fiind cazul particular în care exponentul $r' = 1$. Din analiza acestor relații rezultă următoarele:

— Locul geometric al punctelor (P, A) de egală valoare a indicelui extensiv de utilizare ($k_e = \text{const.}$) sînt linii care taie axa ordonatelor într-un punct de ordonată egală cu $k_e P_g$ ca și în cazul caracteristicii liniare, însă de data aceasta aceste linii sînt curbe și nu sînt paralele între ele, exponentul r' luînd valori diferite pentru diferite valori ale indicelui extensiv de utilizare.

— Locul geometric al punctelor (P, A) de egală valoare a indicelui intensiv de utilizare ($k_i = \text{const.}$) este un fascicul de curbe cu vîrful în origine.

— Locul geometric al punctelor (P, A) de egală valoare a indicelui integral de utilizare ($k = \text{const.}$) este o familie de drepte paralele cu axa ordonatelor ca și în cazul caracteristicii liniare.

— Punctele (P, A) posibile se vor situa în interiorul domeniului delimitat de axa ordonatelor ($k_i = 0$) și de curbele $k_e = 1$ și $k_i = 1$.

Din cele de mai sus, referitoare la caracteristica energetică curbă, reiese clar complicația acestui caz, în comparație cu cazul caracteristicii energetice liniare. Din această cauză, ori de cîte ori este posibil, caracteristica curbă a unui agregat este aproximată cu o caracteristică liniară convenabil stabilită.

2.4. Aproximarea caracteristicii energetice curbe cu o caracteristică liniară. În general un agregat tehnologic nu funcționează în tot intervalul cuprins între valoarea zero și A_{max} a productivității ci într-un anumit interval cuprins între o valoare minimă a productivității A_{min} și A_{max}, interval numit interval de lucru. În acest interval, care în majoritatea cazurilor este destul de depărtat de origine ($A = 0$), caracteristica energetică curbă poate fi suficient de plată pentru a putea fi aproximată cu o dreaptă, fără ca prin aceasta să se depășească limita erorii admisibile.

Fie un agregat cu o producție omogenă și avînd o caracteristică curbă, care într-un timp calendaristic t_c a funcționat conform graficului din figura 1. Agregatul funcționează cu o productivitate cuprinsă între productivitatea minimă și cea maximă (interval de lucru). În acest interval, caracteristica energetică efectivă

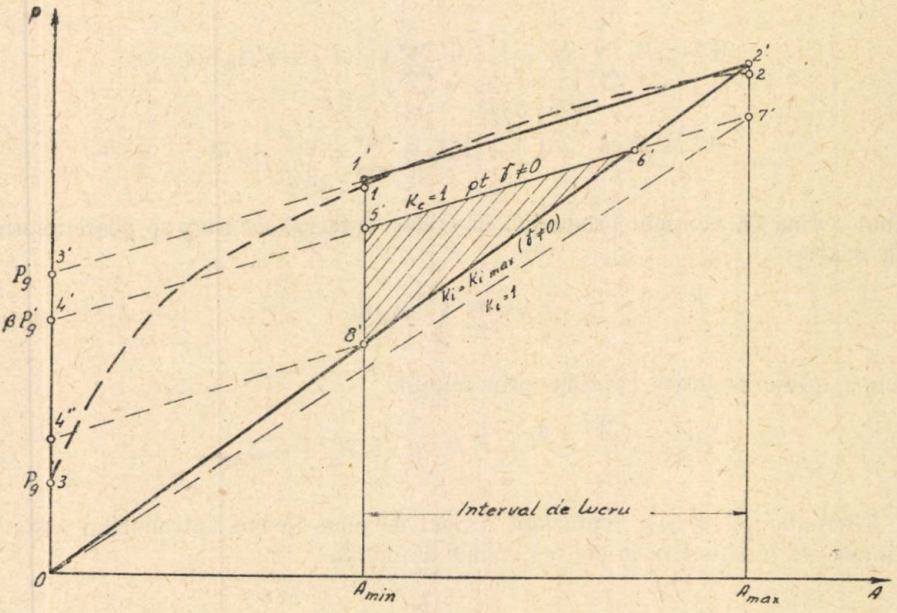


Fig. 3. — Caracteristica efectivă și de aproximare.

a agregatului se aproximează cu o caracteristică liniară, numită caracteristică de aproximare, exprimată de relația *)

$$P'_m = P'_g + \alpha' A_m \ , \tag{23}$$

caracteristica efectivă fiind exprimată de relația:

$$P_m = P_g + \alpha A^r_m \ . \tag{24}$$

În figura 3 sînt reprezentate cele două caracteristici efectivă și de aproximare, prima fiind valabilă în tot intervalul productivității de la zero la A_{max}, a doua fiind valabilă numai în intervalul de lucru. Prelungirea caracteristicii de aproximare taie axa ordonatelor într-un punct 3′ de ordonată (P'_g) reprezentînd puterea aparentă de mers în gol, diferită de puterea efectivă de mers în gol (P_g), corespunzătoare punctului 3.

*) Indicile «prim» indică mărimile referitoare la o caracteristică de aproximare.

Energia consumată în intervalul de timp considerat (t_c) ținînd seama de caracteristica de aproximare (23), se poate exprima prin relația

$$W' = P_g \sum_1^n (t_{fi} - t_{ei}) + \sum_i^n \int_0^{t_{ei}} P'_m \, dt \,,$$

$$W' = P_g \sum_1^n (t_{fi} - t_{ei}) + \sum_1^n \int_0^{t_{ei}} (P'_g + \alpha' A_m) \, dt \,,$$

$$W' = P_g \, (t_f - t_e) + P'_g t_e + \sum_1^n \alpha' \int_0^{t_{ei}} A_m \, dt \,.$$

Ținînd seama că volumul producției în același interval de timp se poate exprima prin relația

$$V = \sum_i^n \int_0^{t_{ei}} A_m \, dt$$

puterea medie se poate exprima prin relațiile

$$P'_{med} = \frac{W'}{t_c} = \frac{t_f - t_e}{t_c} P_g + \frac{t_e}{t_c} P'_g + \alpha' A_{med} \,. \tag{25}$$

Diferența $t_f - t_e = t_g$ reprezintă timpul de mers în gol. Introducînd noțiunea de indice de funcționare în gol (γ) definit de relația

$$\gamma = \frac{t_g}{t_f} \,, \tag{26}$$

se poate scrie

$$t_g = \gamma t_f \text{ și } t_e = (1 - \gamma) \, t_f \,,$$

iar relația (25) devine

$$P'_{med} = k_e \, [P'_g - \gamma \, (P'_g - P_g)] + \alpha' A_{med} \,. \tag{27}$$

Însemnînd cu

$$\delta = \frac{P_g}{P'_g} \,, \tag{28}$$

$$\beta = 1 - \gamma \, (1 - \delta), \tag{29}$$

relația (27) se poate scrie sub forma

$$P'_{med} = k_e \, [1 - \gamma \, (1 - \delta)] \, P'_g + \alpha' A_{med} \,,$$

sau

$$P'_{med} = k_e \, \beta P'_g + \alpha' A_{med} \,, \tag{30}$$

$$P'_{med} = k_e \, \beta P'_g + \alpha' k A_{max} \,, \tag{30'}$$

$$P'_{med} = k_e \, (\beta P'_g + \alpha' k_i \, A_{max}) \,. \tag{30''}$$

Examinînd relațiile (30), (30′) și (30″) rezultă că pentru o caracteristică liniară de aproximare nu sînt valabile întocmai toate concluziile trase relativ la o caracteristică liniară.

Caracteristica energetică liniară de aproximare este pentru valori medii identică cu cea pentru valori momentane numai pentru cazul particular în care indicile extensiv de utilizare este egal cu unu ($k_e = 1$) și indicile de funcționare în gol este egal cu zero ($\gamma = 0$) pentru timpul considerat (t_c), deci o condiție în plus. Pentru toate celelalte cazuri în care indicile de funcționare în gol este diferit de zero ($\gamma \neq 0$), caracteristica energetică liniară de aproximare pentru valori medii la funcționare continuă ($k_e = 1$) este o dreaptă paralelă cu caracteristica liniară de aproximare pentru valori momentane, tăind axa ordonatelor într-un punct 4′ de ordonată $\beta P'_g$.

Liniile de egală valoare a indicelui extensiv de utilizare ($k_e = \text{const.}$) sînt drepte paralele avînd coeficientul unghiular egal cu α' și tăind axa ordonatelor într-un punct de ordonată $k_e \beta P$.

Liniile de egală valoare a indicelui intensiv de utilizare ($k_i = \text{const.}$) sînt drepte formînd un fascicul cu centrul în origine.

Pentru orice valoare diferită de zero a indicelui de funcționare în gol, indicile intensiv de utilizare nu poate lua valoarea medie unu nici la o funcționare continuă. Valoarea medie maximă ce o poate atinge indicile intensiv de utilizare se poate afla plecînd de la relația de definiție a acestuia, astfel:

$$k_{i\,\max} = \frac{A_{\max} t_e}{A_{\max} t_f} = \frac{t_e}{t_f} = 1 - \gamma \,. \tag{31}$$

În consecință, punctele (P, A) posibile vor fi situate în domeniul delimitat de ordonata corespunzătoare productivității minime, dreapta $k_i = k_{i\,\max}$ și dreapta $k_e = 1$ corespunzătoare valorii respective a indicelui de funcționare în gol. În figura 3 un asemenea domeniu este reprezentat prin suprafața hașurată a triunghiului 5′6′8′.

Numai ținîndu-se seama de cele de mai sus, se poate lucra cu o caracteristică liniară de aproximare aplicînd în consecință concluziile trase cu privire la o caracteristică liniară simplă (2.1). Sînt însă unele cazuri unde se poate merge mai departe cu aproximarea, adică unde nu mai este nevoie de a se mai ține seama de particularitățile caracteristicii liniare de aproximare și deci unde se pot aplica întocmai toate concluziile referitoare la o caracteristică liniară. Aceste cazuri intervin ori de cîte ori β ia valori foarte apropiate de unu, respectiv ori de cîte ori raportul δ este suficient de apropiat de unu sau indicile de funcționare în gol (γ) este suficient de apropiat de zero.

Eroarea suplimentară (ε) ce se face în acest caz, în care se aproximează β cu unu, este dată de expresia

$$\varepsilon = \frac{P''_{\text{med}} - P'_{\text{med}}}{P''_{\text{med}}} \,, \tag{32}$$

unde cu P''_{med} s-a notat valoarea ce se obține pentru puterea medie în cazul aproximației $\beta = 1$.

Această valoare a puterii medii este dată de relația

$$P''_{\max} = k_e P'_g + \alpha' A_{\text{med}} \,. \tag{33}$$

Cu relațiile (27) și (33), relația (32) pentru eroarea suplimentară ε se poate exprima prin

$$\varepsilon = \frac{\gamma (P_g - P'_g)}{k_e P'_g + \alpha' A_{med}} = \frac{\gamma (P_g - P'_g)}{P''_{med}}.$$

Pentru o valoare dată a indicelui de funcționare în gol eroarea suplimentară nu va depinde decît de valoarea pe care o va lua puterea P''_{med}. În consecință eroarea maximă va apare pentru punctul de productivitate minimă la o funcționare cu un indice extensiv de utilizare minim, corespunzînd punctului 8′ din figura 3. Se poate deci scrie

$$\varepsilon_{max} = \gamma \frac{P_g - P'_g}{P''_{med\ min}}, \tag{34}$$

unde

$$P''_{med\ min} = k_{e\ min} P'_g + \alpha' A_{min}. \tag{35}$$

Din figura 3, din asemănarea de triunghiuri, rezultă că

$$k_{e\ min} = \frac{04''}{04'} = \frac{A_{min}}{A_{max}}, \tag{36}$$

ceea ce de altfel mai rezultă și din considerarea relației de definiție a indicelui integral de utilizare, dacă se ține seama că în cazul aproximației suplimentare punctul 8′ se află pe dreapta $k_i = 1$ și deci $k = k_e$.

Relația (34), ținînd seama de relațiile (35) și (36), se poate scrie precum urmează

$$\varepsilon_{max} \leqslant \gamma \frac{A_{max}}{A_{min}} \cdot \frac{P_g - P'_g}{P'_g + \alpha' A_{max}}.$$

Acceptînd o anumită valoare admisibilă pentru eroarea suplimentară, aproximația suplimentară ($\beta = 1$) este valabilă ori de cîte ori valoarea indicelui de funcționare în gol pentru timpul t_c considerat este egală sau mai mică decît o anumită valoare maxim admisibilă dată de relația

$$\gamma \leqslant \gamma_{max} = \varepsilon_{max} \frac{A_{min}}{A_{max}} \frac{P'_g + \alpha' A_{max}}{P_g - P'_g}. \tag{37}$$

Asemenea cazuri se întîlnesc destul de des, însă înainte de a folosi metoda aproximației suplimentare este neapărat necesar de a se verifica cu relația (37) admisibilitatea acestei aproximații suplimentare.

2.5. Caracteristica energetică redusă. Pentru folosirea caracteristicilor energetice simple la găsirea caracteristicii energetice compuse, este necesar ca toate aceste caracteristici simple să fie exprimate în funcție de o aceeași variabilă independentă, indiferent dacă prin aceasta, variabila dependentă devine o funcție de mai multe variabile independente. Ca variabilă independentă comună se alege productivitatea (sau volumul producției) a unuia dintre agregate judicios ales, denumit agregatul principal. Acest agregat se numește agregat de referință.

Forma generală a caracteristicii energetice simple pentru valori momentane și medii, pentru un agregat oarecare, este dată de relațiile (15) și (22) și anume

$$P_{im} = P_{ig} + \alpha\,(A_i)^r_m$$

$$P_{i\text{med}} = (k_i)_e\,[P_{ig} + \alpha\,(k_i)^{r'-1}_e\,(k_i)^{r'}_i\,(A_i)^{r'}_{\max}].$$

Cazul particular $r = r' = 1$ reprezintă cazul caracteristicii energetice liniare.

Pentru a introduce noua variabilă independentă, adică productivitatea agregatului de referință (A_ρ) se folosește factorul de reducere (ω) definit prin relația (3)

$$\omega_i = \frac{A_i}{A_\rho}.$$

Factorul de reducere poate fi considerat fie ca o valoare momentană (ω_m), atunci cînd se lucrează cu caracteristica energetică pentru valori momentane, fie ca o valoare medie, atunci cînd se lucrează cu caracteristica energetică pentru valori medii. Se poate deci scrie

$$(\omega_i)_m = \frac{(A_i)_m}{(A_\rho)_m}, \tag{38}$$

$$(\omega_i)_{\text{med}} = \frac{(A_i)_{\text{med}}}{(A_\rho)_{\text{med}}}. \tag{38'}$$

Ținînd seama și de indicii de utilizare respectivi, relațiile de mai sus se pot scrie precum urmează:

$$(\omega_i)_m = \frac{(k_i)_m\,(A_i)_{\max}}{(k_\rho)_m\,(A_\rho)_{\max}} = \frac{(k_i)_i\,(A_i)_{\max}}{(k_\rho)_i\,(A_\rho)_{\max}}, \tag{39}$$

$$(\omega_i)_{\text{med}} = \frac{(k_i)_{\text{med}}\,(A_i)_{\max}}{(k_\rho)_{\text{med}}\,(A_\rho)_{\max}} = \frac{(k_i)_e\,(k_i)_i\,(A_i)_{\max}}{(k_\rho)_e\,(k_\rho)_i\,(A_\rho)_{\max}}. \tag{39'}$$

În relația (39) indicii de utilizare reprezintă valorile momentane simultane ai indicilor integrali de utilizare, respectiv ai indicilor intensivi de utilizare deoarece pentru valori momentane indicile extensiv de utilizare este constant și egal cu unitatea.

În relația (39') indicii de utilizare reprezintă valorile medii ale acestora.

Examinînd relațiile (39) se observă că factorul de reducere (ω) poate fi exprimat ca produsul a mai mulți factori și anume:

— Factorul specific de reducere (a) pentru care se introduce relația de definiție

$$a_i = \frac{(A_i)_{\max}}{(A_\rho)_{\max}}, \tag{40}$$

acest factor reprezintă o constantă specifică fiecărui agregat în parte.

— Factorul integral de reducere $(\varkappa_i)_e$ definit de relația

$$\varkappa_i = \frac{k_i}{k_\rho}. \tag{41}$$

— Factorul extensiv de reducere $(\varkappa_i)_e$ și factorul intensiv de reducere $(\varkappa_i)_i$ pentru care se introduc relațiile de definiție

$$(\varkappa_i)_e = \frac{(k_i)_e}{(k_\rho)_e}, \tag{42}$$

$$(\varkappa_i)_i = \frac{(k_i)_i}{(k_\rho)_i}. \tag{43}$$

Introducînd în relațiile (39) factorii de mai sus, se obțin pentru factorul de reducere următoarele:

$$(\omega_i)_m = a_i\,(\varkappa_i)_m = a_i\,(\varkappa_i)_i, \tag{44}$$

$$(\omega_i)_{\text{med}} = a_i\,\varkappa_i = a_i\,(\varkappa_i)_e\,(\varkappa_i)_i. \tag{44'}$$

Caracteristica energetică redusă, plecînd de la relațiile (15) și (22), poate fi exprimată precum urmează:

$$P^*_{im} = P_{ip} + \alpha_i\,[(\omega_i)_m\,(A_\rho)_m]^r = P_{ig} + \alpha_i\,[a_i\,(\varkappa_i)_m\,(A_\rho)_m]^r \tag{45}$$

și

$$P^*_{i\text{med}} = (k_i)_e\,P_{ig} + \alpha_i\,[(\omega_i)_{\text{med}}\,(A_\rho)_{\text{med}}]^{r'}, \tag{46}$$

sau:

$$P^*_{i\text{med}} = (k_i)_e\,P_{ig} + \alpha_i\,[a_i\,(\varkappa_i)_{\text{med}}\,(A_\rho)_{\text{med}}]^{r'}, \tag{46'}$$

$$P^*_{i\text{med}} = (k_i)_e\,P_{ig} + \alpha_i\,[a_i\,(\varkappa_i)_e\,(\varkappa_i)_i\,(A_\rho)_{\text{med}}]^{r'}. \tag{46''}$$

Caracteristica energetică redusă pentru valori momentane (45) nu are sens decît pentru acele procese care prezintă un flux continuu, respectiv pentru procesele la care toate agregatele trebuie să fie simultan în funcție. Asemenea cazuri se întîlnesc la prelucrarea țițeiului, fabricarea amoniacului sintetic, fabricarea zahărului, etc. Pentru acele procese la care agregatele separate pot funcționa după un grafic independent de graficul agregatului de referință, dacă într-un anumit moment agregatul de referință se află în inactivitate sau funcționează în gol, în timp ce agregatul considerat produce, atunci factorul de reducere capătă o valoare nedeterminată $\left(\frac{0}{0}\right)$ sau infinită. Pentru aceste cazuri nu are nici un rost să se considere caracteristica energetică redusă pentru valori momentane ci numai pentru valori medii.

Avînd în vedere cele de mai sus, în cele ce urmează se va trata numai cazul caracteristicii energetice reduse pentru valori medii.

Introducînd în expresiile (46) indicii de utilizare ai agregatului de referință, se obțin următoarele relații:

$$P^*_{i\text{med}} = (k_i)_e\,P_{ig} + \alpha_i\,[a_i\,(x_i)_{\text{med}}\,k_\rho\,(A_\rho)_{\max}]^{r'},$$

$$P^*_{i\text{med}} = (k_i)_e\,P_{ig} + \alpha_i\,[a_i\,(\varkappa_i)_{\text{med}}\,(k_\rho)_e\,(k_\rho)_i\,(A_\rho)_{\max}]^{r'},$$

$$P^*_{i\text{med}} = (k_\rho)_e\left\{\frac{(k_i)_e}{(k_\rho)_e}P_{ig} + \alpha_i\,(k_\rho)_e^{r'-1}\,[a_i\,(\varkappa_i)_{\text{med}}\,(k_\rho)_i\,(A_\rho)_{\max}]^{r'}\right\}$$

$$P^*_{i\text{med}} = (k_\rho)_e\left\{(\varkappa_i)_e\,P_g + \alpha_i\,(k_\rho)_e^{r'-1}\,[a_i\,(\varkappa_i)_{\text{med}}\,(k_\rho)_i\,(A_\rho)_{\max}]^{r'}\right\}.$$

Deoarece $a_i\,(A_\rho)_{\max} = (A_i)_{\max} = \text{const.}$, forma generală a caracteristicii energetice reduse se exprimă prin următoarea relație:

$$P^*_{imed} = (k_\rho)_e \left\{(\varkappa_i)_e\, P_g + \alpha_i\,(k_\rho)_e^{r'-1}\,[(\varkappa_i)_{med}\,(k_\rho)_i\,(A_i)_{max}]^{r'}\right\},$$

sau

$$P^*_{imed} = (\varkappa_i)_e\,(k_\rho)_e \left\{P_{ig} + \alpha_i\,[(\varkappa_i)_e\,(k_\rho)_e]^{r'-1}\,[(\varkappa_i)_i\,(k_\rho)_i\,(A_i)_{max}]^{r'}\right\}. \quad (47)$$

Ultima relație (47) exprimă dependența puterii medii absorbită de un agregat oarecare în funcție de indicii de utilizare ai agregatului de referință $(k_\rho)_e$ și $(k_\rho)_i$, factorii intensivi și extensivi de reducere ($\varkappa_e$ și $\varkappa_i$) oglindind funcționarea agregatului considerat luînd rolul de parametri. Cum în marea majoritate a cazurilor se lucrează cu o caracteristică liniară, expresia (47) devine în acest caz

$$P^*_{imed} = (k_\rho)_e\,\varkappa_e\,[P_{ig} + \alpha_i\,(A_i)_{max}\,(k_\rho)_i\,(\varkappa_i)_i].$$

Introducînd noțiunea de coeficient unghiular redus, definit prin relație de definiție

$$\alpha^*_i = \alpha_i\,(A_i)_{max}, \quad (48)$$

caracteristica energetică redusă liniară se poate exprima precum urmează:

$$P^*_{imed} = (k_\rho)_e\,(\varkappa_i)_e\,[P_{ig} + \alpha^*_i\,(k_\rho)_i\,(\varkappa_i)_i], \quad (49)$$

sau

$$P^*_{imed} = (k_\rho)_e\,(\varkappa_i)_e\,P_{ig} + \alpha^*_i\,k_\rho\,(\varkappa_i)_i\,. \quad (49')$$

Grafic, caracteristica energetică redusă poate fi reprezentată în planul $(P^*; k_\rho)$ avînd ca parametri $(k_\rho)_e$; $(\varkappa_i)_e$ și $(\varkappa_i)_i$, respectiv $(k_\rho)_e\,(\varkappa_i)_e = (k_i)_e$ și $(\varkappa_i)_i$.

— Locul geometric al punctelor (P^*, k_ρ) pentru $(k_\rho)_e\,(x_i)_e = (k_i)_e = \text{const.}$ este o familie de drepte paralele cu coeficientul unghiular $\alpha^*_i = \alpha_i\,(A_i)_{max}$.

— Locul geometric al punctelor (P^*, k_q) pentru $(\varkappa_i)\ i = \text{const.}$ este un fascicul de drepte cu vîrful în origine.

Punctele $(P; k_q)$ posibile se vor situa în interiorul triunghiului delimitat de axa ordonatelor, dreptele $(k_i)_e = 1$ și $(\varkappa_i)_i = 1$.

ANEXĂ

Nr.	Noțiune	Simbol	Definiție
1	Caracteristică energetică	—	Expresia (analitică sau grafică) a dependenței dintre energia consumată și volumul producției realizate, respectiv dintre puterea absorbită și productivitatea realizată $W = F(V)$; $P = f(A)$; $w = \varphi(A)$.
2	Caracteristica energetică liniară	—	Caracteristica energetică exprimată printr-o funcție liniară.
3	Caracteristica energetică curbă	—	Caracteristica energetică exprimată printr-o funcție exponențială.
4	Caracteristica de aproximare	—	Caracteristica energetică (în general liniară) cu care se aproximează într-un anumit interval (în general în intervalul de lucru) caracteristica efectivă.

(continuare)

Nr.	Noțiune	Simbol	Definiție
5	Caracteristica energetică simplă	—	Caracteristica energetică a unui singur agregat.
6	Caracteristica energetică compusă	—	Caracteristica energetică a unui grup de agregate, a unei secții sau a unei întreprinderi.
7	Caracteristica energetică redusă	—	Caracteristica energetică la care variabila independentă se referă la produsul principal $P^* = f^*(\omega, A_n)$; $w^* = \varphi^*(\omega, A_n)$.
8	Caracteristica energetică secundară	—	Caracteristica energetică redusă a consumatorilor auxiliari sau gospodărești, folosită la determinarea caracteristicii energetice compuse pentru o secție sau întreprindere.
9	Caracteristica energetică eterogenă	—	Familie de caracteristici energetice (simple sau compuse) având ca parametru diferite produse finale.
10	Caracteristica energetică complexă	—	Expresia dependenței dintre consumul complex de energie (respectiv putere) și producția (respectiv productivitatea) realizată.
11	Gradul caracteristicii energetice	—	Valoarea exponentului caracteristicii energetice în expresie analitică.
12	Exponentul caracteristicii energetice	r	Exponentul productivității momentane în expresia analitică a caracteristicii energetice.
		r'	Exponentul productivității medii în expresia analitică a caractetisticii energetice.
		$r^{(1)}$	Exponentul productivității medii pentru funcționare continuă ($k_e = 1$) în expresia analitică a caractetisticii energetice.
13	Timp calendaristic	t_c	Timpul total dintr-o perioadă considerată $t_f + t_o$.
14	Timp de lucru efectiv	t_e	Timpul în care utilajul, instalația, etc., a funcționat în sarcină.
15	Timpul de mers în gol	t_g	Timpul în care utilajul, instalația, etc., a funcționat în gol.
16	Timp de funcționare	t_f	Timpul în care utilajul, instalația, etc., a funcționat $t_e + t_g$.
17	Timp de inactivitate	t_o	Timpul în care utilajul, instalația, etc., a stat în inactivitate.
18	Productivitatea utilajului, instalației etc.	A	Raportul dintre volumul producției și timpul în care aceasta s-a efectuat $\frac{V}{t}$.

(continuare)

Nr.	Noţiune	Simbol	D e f i n i ţ i e
19	Productivitatea momentană	A_m	Productivitatea la un moment dat $\frac{dV}{dt}$.
20	Productivitatea medie	A_{med}	Raportul dintre volumul producţiei într-o anumită perioadă şi timpul calendaristic al perioadei respective V/t_c.
21	Productivitatea minimă	A_{min}	Productivitatea sub care în mod curent nu lucrează agregatul considerat.
22	Productivitatea maximă	A_{max}	Productivitatea nominală a utilajului, instalaţiei, secţiei, întreprinderii.
23	Productivitatea efectivă	A_{ef}	Raportul dintre volumul producţiei şi timpul de funcţionare V/t_f.
24	Putere efectivă de mers în gol	P_g	Puterea absorbită efectiv la mersul în gol al unui agregat.
25	Putere aparentă de mers în gol	P'_g	Puterea rezultată din tăierea axei ordonatelor de prelungirea dreptei cu care se aproximează o caracteristică curbă
26	Indice extensiv de utilizare (în valoare relativă)	k_e	Raportul dintre timpul de funcţionare şi timpul calendaristic $\frac{t_f}{t_c}$.
27	Indice intensiv de utilizare (în valoare relativă)	k_i	Raportul dintre productivitatea efectivă şi productivitatea maximă $\frac{A_{ef}}{A_{max}}$.
28	Indice integral de utilizare (în valoare relativă)	k	Raportul dintre volumul producţiei şi volumul producţiei maxime ce s-ar fi putut obţine în perioada considerată $\frac{V}{V_{max}} = \frac{A_{ef}\, t_f}{A_{max}\, t_e} = k_i\, k_c$.
29	Interval de lucru	—	Intervalul dintre valorile productivităţii între care funcţionează în mod curent agregatul considerat.
30		δ	Raportul dintre puterea efectivă şi aparentă la mersul în gol $\delta = P_g/P'_g$.
31	Factor de corecţie a puterii aparente la mersul în gol	β	Factor cu care se înmulţeşte puterea aparentă la mersul în gol în expresia analitică a unei caracteristici lin are de aproximare pentru valori medii $\beta = 1 - \gamma(1 - \delta)$.
32	Indice de funcţionare în gol	γ	Raportul dintre timpul de mers în gol şi timpul de funcţionare $\gamma = t_g / t_f$.

(continuare)

Nr.	Noţiune	Simbol	D e f i n i ţ i e
33	Factorul de reducere	ω	Raportul dintre volumul producţiei intermediare (sau productivitatea) şi volumul producţiei (sau productivitatea) de referinţă $\omega_i = \frac{V_i}{V_n} = \frac{A_i}{A_n}$.
34	Agregat de referinţă	—	Agregatul faţă de a cărui producţie sau productivitate se reduc toate celelalte caracteristici energetice considerate.
35	Factor extensiv de reducere	$\varkappa_e$	Raportul dintre indicele extensiv de utilizare al unui agregat şi indicele extensiv de utilizare al agregatului de referinţă $k_e / (k_\rho)_e$.
36	Factor intensiv de reducere	$\varkappa_i$	Raportul dintre indicele intensiv de utilizare al unui agregat şi indicele intensiv de utilizare al agregatului de referinţă $k_i / (k_\rho)_i$.
37	Factor integral de reducere	$\varkappa$	Raportul dintre indicele integral de utilizare al unui agregat şi indicele integral de utilizare al agregatului de referinţă $k / (k_\rho)$.
38	Factor specific de reducere	a	Raportul dintre productivitatea maximă a unui agregat şi productivitatea maximă a agregatului de referinţă $A\max / (A_\rho)\max$.
39	Coeficientul unghiular redus	α^*	Produsul dintre coeficientul unghiular (α) al caracteristicii liniare şi productivitatea maximă a agregatului considerat $\alpha^* = \alpha A\max$.

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОМЫШЛЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе излагается общая теория энергетических характеристик промышленного производства. В начале устанавливается классификация и терминология, относящиеся к энергетическим характеристикам.

Статья представляет собой первую часть более обширного труда и в ней рассматривается только простая энергетическая характеристика, причем анализируются поочередно характеристики: линейная, кривая, приближенная и приведенная.

Указываются разница между энергетической характеристикой, относящейся к мгновенным значениям и к средним значениям, а также

возможности перехода от одних к другим. Для характеристики приближений дается критерий применимости приближения, в зависимости от допущенной ошибки.

Приведенная характеристика рассматривается в целях использования ее при определении сложной характеристики.

В приложенной таблице сведены используемые понятия с указанием, символов и соответствующих определений.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — График функционирования.
Рис. 2. — Линейная энергетическая характеристика.
Рис. 3. — Эффективная и приблизительная характеристика.

LES CARACTÉRISTIQUES ÉNERGÉTIQUES DE LA PRODUCTION INDUSTRIELLE

(RÉSUMÉ)

On cherche à exposer, dans cet article, la théorie générale des caractéristiques énergétiques de la production industrielle. On établit au début une classification et une terminologie rapportées aux caractéristiques énergétiques.

L'article représente la première partie d'un travail plus ample et n'expose que la caractéristique énergétique simple, en analysant tour à tour les caractéristiques linéaire et courbe, la caractéristique d'approximation et la caractéristique réduite.

On y montre la différence entre la caractéristique énergétique pour des valeurs momentanées et pour des valeurs moyennes, ainsi que les possibilités de passer de l'une à l'autre. En ce qui concerne la caractéristique d'approximation, on donne un critérium de valabilité de l'approximation en fonction de l'erreur acceptée.

On traite la caractéristique réduite en vue de l'utilisation de cette dernière pour déterminer la caractéristique composée.

On a centralisé dans un tableau annexe les notions employées, en indiquant les symboles et les définitions respectives.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Tracé du fonctionnement.
Fig. 2. — Caractéristique énergétique linéaire.
Fig. 3. — Caractéristique effective et d'approximation.

BIBLIOGRAFIE

1. I. V. Gofman, *Energheticeskii harakteristiki promîslennogo proizvodstva*, Izd. AN SSSR, O.T.N., 1948, nr. 12, p. 1 803.
2. — *Bazele normării și analizei consumului de energie în industrie*. Ed. energetică de stat, București, 1952.
3. I. V. Gofman i G. L. Gospitalnik, *Organizația i planirovanie energohoziaistva promîslenosti predpriatii*, Gosenergoizdat, Moscova, 1954.
4. V. V. Bolotov, *Teoreticeskie osnovîvî bora ekonomiceskogo rejima sloinoi elektroenergheticeskoi sistemî*. Izd. AN SSSR, Moscova, 1947.
5. A. S. Gorskov, *Indicii tehnico-economici ai centralelor termoelectrice*. Ed. energetică de stat, București, 1953.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ENERGETICĂ GENERALĂ

SISTEM DE INDICI PENTRU ELECTRIFICARE AGRICOLĂ ŞI RURALĂ *)

DE

ALEXANDRU SMUC şi MARTIN WEISS

I. CONSIDERAŢII GENERALE

În anii regimului de democraţie populară a fost începută în ţara noastră acţiunea de electrificare a mediului rural.

În primul nostru plan cincinal au fost electrificate multe sute de sate, s-a introdus folosirea electricităţii la multe unităţi socialiste, S.M.T.-uri şi G.A.S.-uri şi a fost începută electrificarea unor operaţii ale proceselor de producţie agricolă, în special la irigaţii şi treierat.

Toate aceste realizări trebuie considerate ca un început, ele au fost făcute fără să fi existat un plan de electrificare rurală.

În vederea continuării şi intensificării în mod sistematic şi planificat a acţiunii începute, ministerele de resort au primit sarcina de a întocmi planul de perspectivă al electrificării rurale a regiunilor ţării noastre.

Pentru a contribui la această acţiune, vom căuta să stabilim în studiul de faţă un sistem de indici de electrificare pentru diferite utilizări, din care vor rezulta datele principale necesare electrificării şi anume: consumuri de energie şi puteri de instalat în centrale sau posturi de transformare.

Problema electrificării rurale trebuie tratată atît din punctul de vedere al electrificării proceselor de producţie agricole, cît şi din acela al asigurării iluminatului şi a nevoilor gospodăreşti şi comunale ale populaţiei.

Se consideră că este necesar a se electrifica în primul rînd acele localităţi unde există unităţi agricole socialiste, pentru a dezvolta producţia agrară şi paralel cu aceasta de a introduce electricitatea pentru utilizări gospodăreşti şi comunale, pentru a contribui la ridicarea nivelului de trai al populaţiei rurale.

Pentru a cuprinde diferitele utilizări, sistemul de indici de electrificare constă din consumuri specifice de energie electrică, raportaţi la hectar şi pe animal, pentru producţia agricolă şi zootehnică, iar pentru iluminat şi utilizări gospodăreşti raportate la locuitor.

Indicii de consum de energie electrică raportaţi la hectar ne vor folosi la întocmirea planurilor de electrificare rurală, pe baza planului de dezvoltare a culturilor agricole.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 14 iunie 1955.

În urma stabilirii dezvoltării suprafeţelor pe diferite culturi, a mecanizării muncilor şi a operaţiilor în care este de folosit electricitatea, se pot calcula, cu ajutorul indicilor de electrificare, consumurile de energie şi puterea surselor necesare.

Problema stabilirii consumurilor specifice de energie electrică a proceselor de producţie agricolă întîmpină o serie de dificultăţi.

În primul rînd, există o varietate foarte mare de culturi şi de operaţii în procesele de producţie agrară; în al doilea rînd, electrificarea agriculturii fiind cu totul la început la noi, nu există suficientă experienţă, nu avem date asupra instalaţiilor folosite, pentru diferite operaţii, iar electrificarea a numeroase procese de producţie nici nu a fost introdusă.

Pentru evitarea dificultăţilor, de un mare ajutor ne-a fost documentaţia sovietică. Deşi în documentaţia consultată nu am găsit un sistem de indici de electrificare aşa cum avem nevoie pentru stadiul în care ne găsim, totuşi indicaţiile şi datele ne-au folosit ca metodă, control şi unele chiar în mod direct.

Pentru sistematizarea datelor, s-au considerat:

1. Consumuri de energie electrică în sectorul agricol şi rural pentru următoarele utilizări:

a) Producţia vegetală;
b) Producţia animală;
c) S.M.T., ateliere G.A.S. şi G.A.C.;
d) Utilizări gospodăreşti şi comunale.

a) *Producţia vegetală*

Culturile care reclamă în linii mari aceleaşi operaţii s-au grupat pe următoarele culturi:

— cereale (exclusiv orez)
— orezul
— legumele
— diferite culturi: tehnice, fîneţe, pomicole, horticole etc.

Procesele de producţie au fost grupate în trei categorii, ţinînd seama de caracterul lor, de ordinea de mărime a consumurilor de energie electrică, de volumul investiţiilor pe care le reclamă şi anume:

— staţionare
— irigaţii
— mobile.

Pentru fiecare fel de cultură şi categorie de procese de producţie au fost analizate principalele munci, ca pregătirea terenului, cultivarea, îngrijirea culturilor, recoltarea, tratarea produselor etc.

Pentru fiecare operaţie în parte s-au stabilit consumurile specifice de energie electrică, care s-au raportat la hectar.

b) *Producţia animală*

S-a procedat în mod analog, datele au fost grupate pe specii de animale şi anume:

— bovine
— porcine
— cabaline
— ovine
— păsări.

De asemenea, s-au grupat operațiile principale pentru:
— prepararea furajelor și adăpatul,
— îngrijirea animalelor,
— producția animală (propriu-zisă),
— iluminatul în construcții zootehnice.

În cazul producției zootehnice s-a luat în considerare și necesarul de energie termică, avînd în vedere că în multe locuri producția de energie termică este legată de producția de energie electrică, prin termoficare.

c) *S.M.T., ateliere G.A.S. și G.A.C.*

Ținînd seama de lucrările legate de întreținerea și repararea mașinilor agricole, și a tractoarelor ce urmează a se executa în S.M.T. și în atelierele G.A.S. și G.A.C., s-a considerat o anumită putere instalată în receptori și un consum de energie electrică în consecință pentru unități de mărimi mijlocii. Pe baza acestor date s-au calculat consumurile specifice și puterile electrice raportate la tractor convențional de 15 CP.

d) *Iluminat, utilizări gospodărești și comunale*

Au fost folosite date cunoscute, considerîndu-se utilitățile comunale și un minimum de receptori necesari într-o gospodărie.

2. Date asupra caracteristicilor mașinilor agricole și alte date interne și internaționale.

— Pentru muncile mecanizate din țara noastră s-au luat datele tipurilor de mașini și instalațiile cele mai des folosite, sau prevăzute în sistema de mașini M.A.S.

— Pentru muncile mecanizate complet sau în mică măsură s-au luat în considerare tipurile de mașini sovietice cele mai apropiate de condițiile noastre.

— Au fost folosite pentru unele munci, date directe ale consumului de energie electrică și putere instalată în receptori, din documentația sovietică sau din alte țări.

— Pentru alte operații s-au făcut calcule sau aprecieri prin analogie.

3. Date asupra producției vegetale și animale.

S-au luat în considerare producțiile medii raportate la hectar, precum și producția animală, apreciate pentru anii următori.

4. Factor de simultaneitate și ore anuale de utilizare.

Odată stabilite consumurile specifice de energie electrică, s-au luat în considerare factorii de simultaneitate cuprinși între 0,5 și 0,7 (în afară de S.M.T., și atelierele G.A.S. și G.A.C.) și în jurul a 1 000 de ore anuale de utilizare. Cu ajutorul lor s-a putut trece la stabilirea puterii maxime simultane, care pentru simplificare a fost luat egală cu puterea de instalat în centrale sau în posturi de transformare.

În aprecierea factorului de simultaneitate și a orelor anuale de utilizare, s-a ținut seama de faptul că în agricultură trebuie făcută față anumitor munci cu caracter sezonier și că orele de funcționare a mașinilor agricole în timpul unui an sînt destul de reduse.

Pentru diminuarea efectului sezonier asupra necesarului de putere, atunci cînd operația respectivă poate fi prelungită pe o perioadă mai lungă fără să ducă la deteriorarea produselor sau să aibă alte dezavantaje, s-au ales din tipurile de utilaje cunoscute acelea cu productivitatea mai mică. Prin aceasta, motoarele electrice au puteri mai mici și crește numărul orelor de utilizare anuală.

Aceste considerente pot fi aplicate pentru operații ca sortarea, selectarea, pomparea apei, măcinat etc.; nu se pot aplica la treierat, munci mobile etc., care trebuie făcute cît mai repede, într-o anumită perioadă.

Folosirea sezonieră a utilajelor electrice în agricultură constituie unul din dezavantajele acționării electrice. Reducerea sezonalității lucrărilor, precum și folosirea acelorași utilaje electrice pentru anumite operații în diferite perioade, constituie probleme de studiu.

★

Indicii de electrificare agricolă și rurală, stabiliți în lucrarea de față, pot fi folosiți pentru întocmirea planurilor de electrificare a regiunilor și raioanelor, pentru studii tehnico-economice și sarcini de proiectare; ei nu sînt destinați a folosi la proiectarea de execuție.

Consumurile și puterile stabilite reprezintă valori medii, ele sînt destinate să folosească pentru unități mijlocii, amplasate într-un raion, unde diferențele se echilibrează de la o localitate la alta.

II. CONSUMURI SPECIFICE DE ENERGIE ELECTRICĂ ȘI PUTEREA SURSEI PENTRU PROCESELE DE PRODUCȚIE VEGETALĂ

Pentru a trece la stabilirea consumurilor specifice de energie electrică, vom analiza operațiile agricole grupate pe culturile stabilite mai sus, ajungînd la indici de consum pe an și hectar.

Pe baza consumurilor, a factorilor de simultaneitate și a orelor de utilizare, a rezultat puterea sursei de energie electrică pe hectar.

A. Procese de producție vegetală cu caracter staționar

1. *Cultura cerealelor*

Consumul de energie pentru acest grup de culturi s-a calculat luîndu-se ca bază cultura grîului, deoarece pe de o parte ea reprezintă principala plantă cerealieră și se cultivă pe suprafețe mari, iar pe de altă parte reclamă consumurile de energie electrică cele mai mari, fiind deci acoperitoare pentru celelalte culturi cerealiere. Datorită rotației culturilor, trebuie ținut seama tocmai de acest consum maxim, spre a-l putea acoperi.

În cele ce urmează, am luat în considerare o producție anuală de 1,4 t/ha grîu și muncile staționare electrificabile.

Pentru acestea, am prevăzut utilajele folosite și am calculat consumul de energie pe baza caracteristicilor tehnice ale acestora.

a) *Treieratul complex*

— Batoza «Tudor Vladimirescu», cu o productivitate de 1,2—1,4 t/h acționată de un motor electric de 14 kW.

— Alimentatorul de snopi acționat de un motor electric de 0,8 kW [1] *).

— Transportul paielor cu ajutorul unui troliu autotîrșitor se realizează cu un motor electric de 4,5 kW [1] *).

*) p. 305.

Rezultă un consum de energie electrică pe an și ha de circa *20kWh*.

b) *Sortarea și selectarea cerealelor*

Pentru sortarea cerealelor luăm în considerare:

— Vînturătoarea metalică tip V.M., cu o productivitate de 2—3 t/h, acționată de un motor electric de 0,6 kW.

S-a considerat că acestei operații i se supune circa 40% din recolta destinată consumului.

Selectarea s-a considerat că se face pentru circa 20 % din recolta de grîu care va fi folosită pentru sămînță sau în alte scopuri.

Această operație se consideră că se va realiza cu selectorul Universal Tip S.U. cu o productivitate de 1,5 t/h, acționat de un motor electric de 4,5 kW. Consumul de energie electrică pe an și hectar va fi de circa 1,75 kWh.

c) *Măcinarea cerealelor*

Vom considera că 25—35 % din cantitatea de cereale ce se recoltează la hectar se macină local; restul se va măcina sau prelucra în industrii cu caracter republican, deci nu intră în obiectivele prezentului studiu.

Luînd un consum de energie electrică pentru măcinat fin de 25 kWh/t [1] *), consumul de energie electrică pe an și hectar va fi de circa *10 kWh*.

2. *Cultura orezului*

Considerăm o producție de 3,5 t/ha și că se folosesc aceleași utilaje ca în cazul culturii cerealelor.

a) *Treieratul complex*

La producția de 3,5 t/ha se ajunge la un consum de energie electrică pe an și hectar de circa *50 kWh*.

b) *Alte utilizări*

Pentru sortarea și selectarea semințelor se va ajunge la un consum pe an și hectar de circa *5 kWh*.

3. *Cultura legumelor*

În general, sînt puține procese de producție staționară electrificabile la cultura legumelor.

Considerăm că vom folosi energia electrică la:

a) *Mașina pentru făcut cuburi nutritive tip I.G.S.*

Este acționată de un motor electric de 7 kW. Consumul de energie pe an și ha va fi de circa *10kWh*.

b) *Alte utilizări*

Consumul de energie electrică pentru iluminarea suplimentară a serelor, uscarea semințelor, sterilizarea solului, lupta împotriva dăunătorilor etc.

Apreciem un consum pe an și hectar de circa *15 kWh*.

*) p. 532.

c) *Încălzirea serelor și răsadnițelor*

Pentru încălzirea serelor și răsadnițelor nu am luat în considerare folosirea electricității, deoarece implică consumuri mari. În acest scop este indicat să se folosească deocamdată, la noi, surse de căldură din instalații proprii sau surse de apă caldă, abur, provenite din instalații industriale sau chiar ape termale.

Menționăm că după date din literatură, puterea instalată necesară este de 15—30 W/m² și utilizarea circa 1 500 ore/an; în cazul că se consideră 5—7 m² sere și răsadnițe/ha, consumul anual de energie electrică ar fi de circa 150 kWh/ha.

4. *Diferite culturi*

a) *Culturi tehnice*

Din plantele tehnice am luat în considerare: cînepa, inul și sfecla de zahăr, la care se pot electrifica unele procese de producție staționare.

În acest scop, vom considera utilajele folosite la noi și anume: batoza MKS—1,5 pentru treierat și pieptănat cînepa, puterea de acționare 8 CP, productivitatea 1 000 snopi/oră.

Consumul de energie pe an și hectar este de circa 6 kWh.

Batoza MLP—1,6 pentru pieptănatul capsulelor de in. La o productivitate de 2,3 t/ha, consumul de energie pe an și hectar este de 2,7 kWh; la aceasta se adaugă consumul curățitorului de in tip nr. 5 [2] *) cu o productivitate de 0,3 t/h, acționat de un motor electric de 0,15 kW, ceea ce duce la un consum pe an și hectar de circa 3 kWh.

b) *Culturi de fînețe*

Vom considera o producție medie de fîn, trifoi, lucernă de 5—6 t/ha și an. Din același material bibliografic [2] *), vom menționa unele mașini folosite în U.R.S.S., în cultura fînețelor și anume:

Batoza pentru trifoi, cu o productivitate de 0,6 t/h, acționată de un motor electric de 2,2 kW. Considerînd că 15 % din recoltă este batozat, consumul de energie va fi de circa *3 kWh*.

Selectorul pentru trifoi 001 (reconstruit pentru transmisie electrică) cu o productivitate de 1,4 t/h, acționat de un motor electric de 0,25 kW. Consumul anual de energie raportat la hectar este neglijabil ca ordin de mărime.

Presa de fîn mecanică echipată cu motor electric de 5—8 CP cu o productivitate de 30—40 t/zi. Apreciind că 25 % din cultura de fîn este supusă presării, consumul de energie pe an și hectar va fi de circa *4 kWh*.

Rezultă consumul de energie pe an și hectar la fînețe de circa 7 *kWh*.

c) *Culturi de vii*

Considerăm o cramă în care se prelucrează 10—12 t struguri pe oră, dotată cu următoarele utilaje:

Fulo-egra-pompă, acționată cu motor de 5—6 CP;
Scurgător rotativ acționat cu motor de 1—1,5 CP;
Presă continuă acționată cu motor de 8—10 CP;
Destrămător de tescovină acționat cu motor de 1—1,5 CP;
Alegător de semințe acționat cu motor de 2—2,5 CP;
Motopompe de must, 2 bucăți, fiecare acționate cu motor electric de 1,5 kW.

*) p. 381 și 382.

Toate aceste utilaje însumează circa 15 kW admiţînd un factor de simultaneitate 0,8 şi considerînd o producţie de 4—5 t struguri la hectar, rezultă un consum de energie pe an de circa *7 kWh*.

În cele de mai sus, s-au luat în considerare numai unele procese şi culturi; rezultă o varietate de consumuri de energie între 3 şi 7 kWh pe an şi hectar. Pentru a se putea ţine seama şi de alte culturi diferite, care nu intră în cele menţionate, se consideră un consum de circa *10 kWh*, care indică ordinul de mărime al consumului de energie electrică pentru suprafeţele cuprinse în categoria «Diferite culturi».

★

Odată stabilite consumurile specifice de energie electrică pe an şi hectar, s-a stabilit puterea de instalat în centrale sau posturi de transformare, de asemenea raportată la hectar.

În acest scop s-au apreciat valorile factorului de simultaneitate şi numărul orelor anuale de utilizare pe operaţii. Ţinînd seama de consumuri s-au calculat puterile de instalat în surse pe hectar.

Datele sînt trecute în tabloul anexă nr. 5.

B. Irigaţii

Pentru asigurarea unei cît mai mari fertilităţi a solului şi pentru a face cît mai independentă producţia agricolă de precipitaţiile atmosferice variabile în timp şi în cantitate, una din căile cele mai eficace o constituie irigaţiile.

La noi în ţară există irigaţii în special la culturile de orez, legume, bumbac etc. Avînd în vedere că avem unele regiuni cu puţine precipitaţii şi bîntuite de secetă, se poate prevedea extinderea largă în viitor a irigaţiilor şi pentru cereale şi alte culturi.

Irigaţiile reclamă o serie de lucrări de ameliorare a solului şi de transport al apei, care se poate face pe cale gravitaţională, sau mecanică.

Irigarea pe cale mecanică se face prin folosirea instalaţiilor de aspersiune, ploaia artificială, sau prin ridicarea apei cu ajutorul diferitelor sisteme: cupe, pompe (centrifugale, helicoidale, cu piston) etc.

Forţa motrice se poate obţine prin motoare termice sau electrice. Cea mai convenabilă formă este desigur energia electrică.

Trecerea la irigaţie pe scară largă reclamă neapărat extinderea reţelelor electrice, care vor constitui un factor hotărîtor în înlocuirea motoarelor termice; acestea vor rămînea numai în locurile izolate, unde introducerea energiei electrice ar reclama cheltuieli foarte mari. Este de menţionat că şi pentru aceste locuri, foarte adecvată este folosirea motoarelor eoliene.

Pentru stabilirea consumului anual de energie raportat la hectar, s-au luat în considerare date din literatura privind cantităţile de apă necesare pentru diferite culturi [3] şi [4].

Înălţimea de pompare a fost luată 8—12 m, iar randamentul pompelor circa 0,35. De asemenea s-au apreciat orele anuale de utilizare 500—1 000, iar factorul de simultaneitate de 0,6.

Pe baza acestor date, în afară de consumul de energie pe an şi hectar, s-a calculat şi puterea surselor de energie raportată tot la hectar (tabloul anexă nr. 6).

C. Procese de producție mobile

Electrificarea proceselor de producție vegetală cu caracter mobil, prin folosirea tractorului și combinei electrice este încă o problemă la începutul ei și în curs de experimentare în mai multe țări.

Succese în această privință s-au obținut în Uniunea Sovietică, unde s-au experimentat diferite tipuri, ajungîndu-se în prezent la tipul de tractor H.T.Z.-12, cu comandă semiautomată. Acest tip de tractor este prezentat la Expoziția Agricolă Unională din Moscova.

De asemenea, s-au experimentat în Uniunea Sovietică diferite tipuri de combine electrice pentru recoltat cartofi, in, bumbac, sfeclă etc. [5].

Muncile agricole mobile realizate cu tractorul electric prezintă o serie de avantaje:

Din punct de vedere agrotehnic, se poate asigura o arătură uniformă și adîncă, datorită unei supraîncărcări a motorului electric față de cel cu ardere internă; iar datorită vitezei constante de deplasare se poate obține o repartizare uniformă a semințelor.

Din punct de vedere al exploatării, tractorul electric economisește carburanți și lubrifianți, se reduce volumul reparațiilor și se elimină operațiile de manipulare și transport al carburanților și apei de răcire, în cazul folosirii tractorului cu ardere internă.

Dificultatea esențială de introducere a tractorului electric constă în modul de alimentare cu energie electrică, cu ajutorul unor linii de transport și a cablului de alimentare.

Liniile de transport folosite actualmente sînt dese, instalate la circa 1,5 km una de alta, necesitînd stații de transformare mobile iar cablul de alimentare de circa 800 m lungime este tîrît pe pămînt și se uzează repede, producînd greutăți și în ceea ce privește executarea operațiilor agrotehnice.

Considerăm că pentru țara noastră, folosirea mașinilor electrice la muncile mobile este o problemă încă de experimentare, tractorul cu ardere internă rămînînd agregatul de bază al acestor munci.

Deoarece există totuși posibilitatea de a folosi și la noi aceste metode în perspectivă, am ținut să evaluăm și pentru munci mobile consumurile specifice de energie electrică, cu atît mai mult, cu cît aceste consumuri sînt mari și pot depăși 50 % din necesarul de energie electrică pentru agricultură [6].

Desigur că introducerea tractorului electric este condiționată, în afară de evitarea dificultăților tehnice, și de existența unor surse ieftine de energie electrică.

Pentru a evalua consumurile de energie electrică, deoarece nu se dispune de date asupra consumului de energie electrică al tractorului și combinei electrice pentru diferite munci, s-a calculat energia consumată la efectuarea muncilor respective cu ajutorul tractorului cu ardere internă, care a fost transformată în energie electrică.

Datele sînt trecute în tabloul anexă nr. 7.

Pentru calculul puterii s-a luat în considerare factorul de simultaneitate 0,5 și 600—800 ore anuale de utilizare a puterii instalate.

În tabloul anexă nr. 8 sînt redate consumurile anuale de energie și puterea surselor de energie pe hectar, pe fel de cultură și operații.

★

Datele rezultate din calcule privitoare la producția vegetală sînt redate în tabloul nr. 1, în care consumurile specifice de energie electrică pe an și puterea surselor raportate la hectar sînt prezentate pe fel de culturi și procese de producție.

Tabloul nr. 1

Consumurile specifice de energie electrică și puterea sursei pentru procese de producție vegetală

Nr. crt.	Felul culturii	Procese de producție					
		Staționare		Irigații		Mobile	
		Energie pe an și ha kWh	Puterea sursei pe ha W	Energie pe an și ha kWh	Puterea sursei pe ha W	Energie pe an și ha kWh	Puterea sursei pe ha W
1	Cerealier	32	35	200	240	130	90
2	Orezării	55	64	1 000	600	115	80
3	Legumicol	25	20	500	430	130	90
4	Diferite: tehnice, fînețe, viticole, pomicole, horticole etc.	10	8	250	300	100	70

Arătăm în cele ce urmează date din literatura care se referă la consumurile specifice de energie electrică și puteri instalate pentru producția vegetală.

— P. N. Listov [7] arată că energia consumată pentru producția agricolă necesită 100—150 kWh pe an și ha, iar prin irigare, cantitatea de energie urmează să crească de 3—4 ori.

Datele noastre sînt de ordin de mărime apropiat, dacă luăm în considerare muncile staționare la care se însumează consumul de energie al muncilor mobile.

— S. Matkevici [8]*) prevede pentru irigații consumuri de energie electrică pe an și hectar între 500 și 800 kWh.

— Fr. Mikes [6] indică la o unitate de 20 000 hectare teren agricol, că pentru procesele staționare este nevoie de circa 530 kW, iar pentru electrificarea proceselor mobile circa 2 000 kW.

Cu datele noastre de la culturi cerealiere, ajungem pentru procesele staționare la 700 kW iar pentru munci mobile la 2 000 kW.

— V. A. Kuțenov și E. O. Steingauz [9] **) prevăd pentru un sovhoz cerealier, în etapa 1955—1960, un consum anual de energie de 33 kWh și o putere instalată de 32 W pe hectar.

Aceste valori sînt de comparat cu 32 kWh, respectiv 35 W, din tabloul nr. 1.

În revista «Association Suisse des électriciens» ***) se prevede pentru țări cu electrificare dezvoltată un consum de 50 kWh pe hectar și an.

III. CONSUMURI SPECIFICE DE ENERGIE ELECTRICĂ ȘI PUTEREA SURSEI PENTRU UTILIZĂRI ÎN PROCESE DE PRODUCȚIE ANIMALĂ

Pentru a stabili consumurile specifice vom analiza operațiile zootehnice electrificabile, pe diferite categorii de animale, indicate în capitolul I, punctul *b*, ajungînd la indici de consum pe an și animal.

*) p. 87.
**) p. 170, tabelul nr. 4—22.
***) martie 1938, t. XXIX, nr. 6, p. 116.

1. *Prepararea furajului şi adăpatul*

S-au luat în considerare consumuri medii de furaje folosite la noi în ţară şi pentru simplificare nu s-a făcut distincţie între animale mature şi tineret.

Pentru cantităţile de apă necesare s-au luat date din literatură [1] *).

Consumurile specifice de energie au fost calculate pe baza acestor date (tabloul anexă nr. 10) şi a caracteristicilor maşinilor pentru diferite operaţii şi anume:

— Moară cu ciocane D-24, cu o productivitate de 1,5 t/h, acţionată de un motor electric de 14 kW, sau moară cu ciocane « Tornado », cu o productivitate de 0,8 t/h, acţionată de motor electric de 7 kW.

— Tocător rădăcinoase, K-72, cu o productivitate de 5 t/h; puterea de acţionare 2,5 CP.

— Tocător de însilozare RSS-6 sau « Topleţ » cu productivitatea de circa 3 t/h, acţionat de motor electric de 4,5 kW.

— Spălător rădăcinoase MP-2,5 cu productivitatea 2,5—3 t/h; puterea de acţionare 1 CP.

— Elevator pentru concentrate HV-4 cu productivitatea 4 t/h; puterea de acţionare 1,5 CP.

— Malaxor pentru nutreţuri concentrate, tip Sovietic [2] **) cu un consum specific de 0,35 kWh/t.

— Pentru alimentarea cu apă se vor considera pompe centrifugale cu randamentul 0,3—0,4 şi înălţime de pompare circa 40 m.

În literatură [10] ***) se indică pentru transporturi electrice un consum de 2,5 kWh pe km şi tonă. Acest fel de transporturi cu electrocare sau troleu sînt încă puţin introduse.

În urma calculelor făcute, rezultă următoarele consumuri specifice de energie electrică pentru prepararea furajelor şi adăpat: bovine 32,00 kWh; porcine 16,00 kWh; cabaline 14,50 kWh; ovine 0,80 kWh şi păsări 0,50 kWh pe an (tabloul anexă nr. 9).

2. *Îngrijirea animalelor*

Pentru îngrijirea animalelor vom considera cîteva procese electrificabile şi anume:

Ţeselatul, ventilaţia artificială a grajdurilor şi cocinelor, tratament cu raze, pomparea urinei.

Caracteristicile maşinilor considerate se bazează pe date din literatura sovietică, din alte ţări şi anume:

— Maşina pentru ţeselatul vitelor (bovine şi cabaline) este acţionată de un motor electric pentru aspiraţia prafului de 1/3 CP.

Considerînd că un animal se curăţă zilnic şi operaţia durează 6—10 minute, consumul anual de energie pe animal este de circa 8 kWh.

— Ventilaţia artificială a grajdurilor şi cocinelor se face numai în timpul verii, circa 100 zile pe an, considerînd un consum anual de energie pe animal de *6 kWh*, fără a ţine seama că cubajul cocinelor este mai mic, deoarece ventilaţia acestora se face mai intensiv.

*) p. 249.
**) p. 387.
***) p. 125.

— Tratament cu raze infraroşii. Se indică 4,5—6 kWh pentru 100 de păsări tinere pe timp de 6 luni; deci pe pasăre şi an circa *0,1 kWh*.

Pentru creşterea tineretului porcin vom considera *0,5 kWh* pe an şi animal.

— Pentru pompatul urinei vom considera un consum de energie de circa 1/4 din cea consumată pentru alimentarea cu apă.

Consumurile specifice de energie pe an pentru îngrijirea animalelor au următoarele valori: bovine 16,00 kWh; porcine 7,80 kWh; cabaline 15,00 kWh; păsări 0,10 kWh (tabloul anexă nr. 9).

3. *Producţia animală* (propriu-zisă)

Vom considera maşinile, agregatele legate de producţia animală propriu-zisă, pentru operaţiile care se fac în mediul rural, fără a se lua în considerare acelea care se fac în industrie.

— Agregatul de muls în trei timpi, acţionat de un motor electric de 2,6—3,0 kW, care deserveşte simultan 4 aparate de muls [1]*).

Un muls durează 5—7 minute, o vacă se mulge circa 250 zile pe an, de cîte 3 ori. Rezultă un consum de energie electrică pe an şi vacă de circa *45 kWh*.

— Maşina pentru tunsul oilor are un consum pe an şi ovină de circa *0,05 kWh*.

— Pentru tratarea laptelui: filtrare, pasteurizare, răcire şi conservare, luăm în considerare datele unei instalaţii moderne « Alhborn » R.D.G., recent instalat la G.A.S. Bragadiru, regiunea Bucureşti, care are o productivitate de circa 1 000 l lapte pe oră.

Funcţionarea instalaţiei este asigurată de mai multe motoare electrice, care însumează o putere de circa 23 kW.

La o producţie medie de circa 2 000 l lapte pe an şi vacă, consumul de energie va fi de circa *10 kWh*.

— La creşterea păsărilor se folosesc incubatoare, cloşti electrice, aparate pentru sortarea şi curăţirea ouălor.

În literatură se indică pentru incubaţie consumuri de energie electrică de 0,34—0,90 kWh/pasăre; pentru cloşti electrice consumul este de 0,5—1,0 kWh/pasăre.

Vom considera pentru creşterea păsărilor un consum de energie electrică pe an şi pasăre circa *1,00 kWh*.

Consumurile specifice de energie electrică pe an pentru producţia animală au următoarele valori: bovine 55,00 kWh; ovine 0,05 kWh şi păsări 1,00 kWh (tabloul anexă nr. 9).

4. *Iluminatul în construcţii zootehnice*

S-au luat în considerare tipurile de construcţii folosite în zootehnie şi anume: grajd, cocină, saivan şi coteţ.

Cunoscînd din literatură [1] **) puterile specifice de instalat în receptori pe m^2 şi suprafaţa necesară pe animal, s-a putut calcula consumurile de energie electrică pe an şi animal; rotunjit au următoarele valori: grajd bovine 7 kWh; cocină 6,20 kWh; grajd cabaline 5,50 kWh; saivan 0,65 kWh şi pentru coteţ cu iluminat suplimentar 0,90 kWh (tabloul anexă nr. 11).

★

*) p. 435.
**) p. 67 şi 492.

Recapitulînd datele din tabloul anexă nr. 9, considerînd factori de simultaneitate 0,6—0,8 și ore anuale de utilizare între 500 și 1 000, s-a calculat și puterea surselor pe animal. Datele sînt redate în tabloul nr. 2.

Tabloul nr. 2

Consumurile specifice de energie electrică și puterea sursei pentru procesele de producție animală

Nr. crt.	Denumirea animalului	Consum de energie pe an și animal kWh							
		Prepararea furaje și adăpat	Îngrijirea animalelor	Producția animală	Iluminat în construcții zootehnice	Total energie pe an și animal kWh	Factor de simultaneitate	Ore/an de utilizare	Puterea sursei pe animal W
1	Bovine	32,00	16,00	55,00	7,00	110,0*)	0,6	800	80*)
2	Porcine	16,00	7,80	—	6,20	30,0	0,8	800	30
3	Cabaline	14,50	15,00	—	5,50	35,0	0,8	800	35
4	Ovine	0,80	—	0,05	0,65	1,5	0,8	500	2,0
5	Păsări	0,50	0,10	1,00	0,90	2,5	0,7	1 000	1,75

*) Datele se referă la vaci, pentru celelalte bovine nu se va ține seama de valoarea din coloana „Producția animală".

În comunicările făcute la Conferința Organizației Națiunilor Unite ținută la Geneva în 1952, în legătură cu electrificarea rurală, se menționează printre altele, că pentru 30 vaci, consumul anual de energie electrică este de 3 200 kWh. Revine circa 107 kWh pe an și animal, valoare apropiată de cea rezultată din calculele și considerațiile noastre.

— V. A. Kuțenov și E. O. Steingauz [9] **) consideră datele după G. S. Kvacev, care sînt identice cu cele ale lui P. I. Bogdașkin [11].

Față de datele noastre din tabloul nr. 2, ele sînt apropiate ca ordin de mărime numai pentru stadiul inițial considerat în 1950; iar pentru etapele 1955—1960 și 1960—1965, datele din lucrările menționate au valori mult mai mari.

— S. V. Sciurov [10] ***) prevede pentru muls un consum de 50 kWh pe an, față de 45 kWh considerat de noi; în aceeași lucrare se prevăd pentru tunsul oilor consumuri anuale pe animal de 56,8—87,8 Wh, față de 50 Wh considerat de noi, și pentru țeselat 55 Wh pe zi și animal, ceea ce revine la circa 20 kWh pe an și animal; mai mare decît 8 kWh considerat de noi.

IV. CONSUMURI SPECIFICE DE ENERGIE TERMICĂ PENTRU UNITĂȚI ZOOTEHNICE

Deși în lucrarea de față nu se tratează consumurile de energie termică, ne vom ocupa cu această problemă în cazul termoficării, adică în cazul cînd producerea de energie termică este combinată cu producerea energiei electrice.

Unitățile zootehnice moderne necesită un consum de abur la prepararea hranei animalelor, încălzirea apei, pasteurizarea laptelui etc. Asigurarea necesarului de energie termică se face în mod avantajos cu ajutorul termoficării, prin care randamentul termic al instalației crește la 50 % față de 5 % în cazul producerii numai a energiei electrice cu ajutorul mașinilor cu aburi.

Costul energiei electrice scade de aproape 4 ori, iar cel al energiei termice rămîne relativ mic [12].

**) p. 169, tabelul nr. 4—21.
***) p. 116, 127, 141.

În Uniunea Sovietică au o utilizare din ce în ce mai largă instalaţiile mici de termoficare, tip L.P.U.1, pentru nevoile agriculturii.

Grupul L.P.U.1 se compune dintr-un cazan acvatubular, cu o producţie de 200—250 kg abur/oră, o maşină cu abur rapidă, cu prelevare de abur, cuplată cu un alternator de 25 kW. Consumul de abur este de 10—12 kg abur/kWh. Grupul poate folosi turbă, lignit, deşeuri agricole etc. În acelaşi scop se pot folosi locomobile, al căror randament termic se ridică mult în felul acesta.

★

Ne vom limita la evaluarea consumului de abur pentru bovine şi porcine.

Din literatură [1] *), rezultă că pentru fierberea unui kg rădăcinoase se consumă 0,16—0,19 kg abur (90 kcal), iar pentru încălzirea unui litru de apă la 90°C se consumă 0,18—0,20 kg abur (80 kcal).

Considerînd că anual se opăresc pentru bovine 3 500 kg rădăcinoase şi se încălzesc 2 000 l apă pentru o vacă, consumul total de energie termică va fi de 500 Mcal; de asemenea pentru porcine se opăresc 1 500 kg rădăcinoase, de unde rezultă un consum de 150 Mcal.

Consumurile sînt redate în tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

Consumuri specifice de energie termică pe animal

Nr. crt.	Denumirea animal	Consum rădăcinoase kg	Consum unitar kcal / kg	Consum abur kcal	Apă l	Consum unitar abur kcal / l	Consum abur kcal	Total consum abur Mcal
1	Bovine (vaci)	3 500	90	315 000	2 000	80	160 000	500**)
2	Porcine	1 500	90	135 000	—	—	—	150

**) Consumul pentru încălzirea apei se referă la vaci.

Desigur că este necesar să se asigure consumatori atît pentru cantitatea de energie termică, cît şi pentru cea electrică produse concomitent. Din exemplele de mai jos rezultă că ordinul de mărime a consumului de energie termică şi electrică, corespunde cu posibilităţile de producere de energie a instalaţiilor de termoficare.

Considerînd o unitate zootehnică dotată cu un grup L.P.U. 1 care are de furnizat abur şi energie electrică pentru 200 bovine şi 350 porcine, calculînd puterea instalată în sursă şi necesarul de energie electrică cu datele din tabloul nr. 2, iar pe de altă parte necesarul de energie termică cu valorile din tabloul nr. 3, rezultă următoarele:

Puterea sursei ..... 26,5 kW
Energia electrică ..... 32 500 kWh/an
Energia termică..... 152 500 Mcal/an — 300 000 kg abur/an

Spre a acoperi necesarul de energie termică, grupul va funcţiona la puterea instalată 1 200—1 500 ore/an, furnizînd în acelaşi timp peste 30 000 kWh/an.

*) p. 427.

— Considerînd o locomobilă de circa 10 CP, existente la noi, care pot fi utilizate la termoficare, cu un consum de circa 12 kg abur/kWh, în cazul că deservește tot o unitate zootehnică, mai mică de 50 bovine și 100 porcine, rezultă

Puterea sursei ..... 7 kW
Energia electrică ..... 8 500 kWh/an
Energia termică..... 40 000 Mcal/an — 80 000 kg abur/an.

Locomobila produce 100—120 kg abur/oră; spre a face față necesarului de energie termică, va funcționa circa 1 000 ore/an și va produce circa 7 000 kWh/an. Pentru asigurarea energiei electrice totale, necesare, aburul produs în acest scop va putea fi utilizat în afara proceselor de producție din zootehnie și la băi, dușuri, bucătării etc. pentru personalul unității.

V. CONSUMURI SPECIFICE DE ENERGIE ELECTRICĂ ȘI PUTEREA SURSEI, PENTRU UTILIZĂRI ÎN S.M.T., ATELIERE G.A.S. ȘI G.A.C.

Introducerea pe scară largă a mecanizării proceselor de producție agricolă implică dezvoltarea unităților de întreținere și reparare a tractoarelor și a mașinilor unelte agricole.

Unitățile agricole socialiste care dispun de un parc de tractoare și mașini agricole sînt S.M.T.-urile și G.A.S.-urile; ambele categorii de unități avînd nevoie de ateliere mecanice înzestrate cu mașini unelte. G.A.C.-urile nu dispun decît de mașini agricole simple și unelte agricole, din care cauză sînt înzestrate cu ateliere mici.

Centrele mecanice nu sînt luate în considerare, deoarece acestea se găsesc de obicei în mediul urban.

În calculele făcute s-a pornit de la puterea instalată în receptori, pentru forță și lumină; pe baza înzestrării cu mașini unelte a diferitelor categorii de unități.

Apreciind factorul de simultaneitate 0,3—0,5 și 600—1 000 ore anuale de utilizare a puterii instalate, au rezultat consumurile de energie electrică și puterile instalate în sursă (tabloul nr. 4).

Menționăm că iluminatul reprezintă 8—12 % din consumul total de energie.

Tabloul nr. 4

Consumuri specifice de energie electrică și puterea sursei pentru utilizări în S. M. T., ateliere G. A. S. și G. A. C.

Nr. crt.	Unitatea	Puterea receptorilor kW	Factor de simultaneitate	Puterea sursei kW	Ore anuale de utilizare	Consum anual de energie kWh
1	S.M.T.	80—90	0,4—0,5	40—50	1 000	45 000
2	Atelier G.A.S.	40—50	0,4—0,5	20—25	800	20 000
3	Atelier G.A.C.	10—15	0,3—0,4	4—6	600	3 000

Valorile rezultate au fost raportate la tractor convențional. În acest scop, s-a considerat dotația unui S.M.T. de 150—170 tractoare convenționale de 15 CP, de unde rezultă

Putere instalată în receptori circa 530 W/tractor convențional
Puterea sursei ..... circa 280 W/tractor convențional
Consum anual de energie .. circa 280 kWh/tractor convențional

— V. A. Kuțenov și E. O. Steingauz [9]*) indică pentru un tractor din S.M.T. în perioada inițială (1950) și de bază 1955—1960, următoarele valori:

— Putere instalată în receptori 580 W/tractor convențional
— Puterea sursei ..... 280 W/tractor convențional
— Consum anual de energie .. 300 kWh/tractor convențional

Aceste date sînt de ordin de mărime apropiat cu cele calculate de noi; însă sînt indicații că vor crește în cazul unei utilizări intensive între anii 1960—1965.

VI. CONSUMURI SPECIFICE DE ENERGIE ELECTRICĂ ȘI PUTEREA SURSEI, PENTRU UTILIZĂRI GOSPODĂREȘTI ȘI COMUNALE

Ne vom ocupa de consumurile pe an și locuitor pentru utilizări gospodărești și comunale, iluminat și aparate casnice, iluminat exterior și din clădiri de interes obștesc, alimentări cu apă etc.

Vom considera o gospodărie rurală compusă în medie din 4 persoane și utilizările minime necesare și anume:

— Pentru iluminat interior în locuințe, 4 becuri de 40 W cu un factor de simultaneitate 0,5 și 1 000 ore anuale de utilizare.

— Aparate casnice; vom considera la 3 gospodării o mașină electrică de călcat de 500 W cu un factor de simultaneitate 0,4 și 100 ore anuale de utilizare.

— Pentru radioficare, vom considera la 3 gospodării un aparat (difuzor). Puterea postului de recepție și partea aferentă din stația de amplificare este circa 15 W. Factorul de simultaneitate 0,8 și 1 500 ore anuale de utilizare.

— Pentru iluminat exterior se consideră o putere instalată de 1 W/m. La 40 m se consideră 2 gospodării. Factor de simultaneitate 1 și 2 000 ore anuale de utilizare.

— Pentru iluminatul clădirilor de interes obștesc-social, cultural, alimentări cu apă etc., vom adăuga un consum de 25 % din valoarea totală a energiei considerate mai sus.

Rezultă pentru utilizări gospodărești și comunale pe an și locuitor un consum de energie electrică de circa *40 kWh* și o putere a centralei sau a postului de transformare de circa *50 W*.

Consumurile specifice de energie electrică și puterile de instalat pot crește de cîteva ori în cazul cînd se pornește de la alte ipoteze și anume de la o mai mare extindere a utilizării aparatelor electrocasnice, a celor de interes cultural, a iluminatului, precum și o mai intensivă folosire a lor.

Datele găsite în literatura sovietică indică pentru stadiul inițial, considerat anul 1950, valori apropiate de cele calculate, iar după 1960, valorile sînt mult mai mari.

— P. I. Bogdașkin [11] indică pentru stadiul inițial, 1950, pe locuitor un consum de 27,5 kWh/an și o putere instalată de 50,1 W; valori ce cresc și ajung în perioada 1960 la 155 kWh/an și 160 W.

— V. A. Kuțenov și E. O. Steingauz [9]**) recomandă pentru anii 1960—1965 pe locuitor un consum de 450 kWh/an și o putere instalată de 275 W.

*) p. 170, tabelul nr. 4—22.
**) p. 167, tabelul nr. 4—19.

VII. OBSERVAȚII GENERALE

1. După cum s-a mai arătat, scopul acestui studiu constă în a stabili un sistem de indici cuprinzînd consumurile specifice și puterea surselor de energie electrică, care să servească la întocmirea planurilor de electrificare a agriculturii și a mediului rural din regiunile și raioanele țării noastre. Se poate pune însă problema, cum pot fi folosite aceste date în planificarea de perspectivă, pentru mai multe etape de cîte 5—7 ani, nefiind prevăzute procente de creștere a consumurilor specifice de energie și putere pe fiecare etapă.

În primul rînd, în țara noastră este vorba de introducerea electricității în multe locuri unde aceasta lipsește complet și de extinderea începuturilor făcute pînă acum. În consecință, planurile de electrificare vor trebui să fie bazate pe planurile de mecanizare și în general de dezvoltare a agriculturii și de ritmul de creștere a unităților socialiste. Necesarul de energie și de putere va fi deci determinat în primul rînd de măsura în care se va extinde folosirea electricității pe suprafața regiunilor și pe numărul de localități rurale care se vor putea electrifica în fiecare etapă dată.

În al doilea rînd, necesarul depinde și de numărul și felul operațiilor agricole care vor fi atacate. Altul este necesarul cînd se merge pe o irigație largă sau pe folosirea tractoarelor electrice, decît atunci cînd se merge numai la electrificarea muncilor staționare. De asemenea, necesarul va fi determinat și de măsura folosirii electricității în unitățile comunale și în cele gospodărești.

Din aceste motive, indicii stabiliți sînt pe cît posibil de detaliați, pe utilizări diferite, pentru a permite alegerea acelor utilizări care vor fi atacate într-o etapă dată.

În consecință, planurile de perspectivă de electrificare a regiunilor vor putea fi determinate de numărul de operații și de măsura de extindere a acestora și nu pe baza unor procente globale de creștere a consumurilor specifice, care în momentul de față nu ar putea fi decît arbitrar alese.

Desigur că indicii stabiliți vor trebui să fie cercetați în mers, nu numai datorită faptului că se va extinde numărul operațiilor agrare mecanizate, că se vor ivi noi mașini cu productivitate mai înaltă, dar și din cauza faptului că nici în privința utilajelor cunoscute pînă astăzi, noi nu avem încă suficientă experiență, nu avem suficiente date statistice, electrificarea rurală fiind încă la început la noi.

Mai trebuie să menționăm că datorită acestei ultime cauze, nu s-au stabilit încă consumuri specifice globale prin care să se raporteze consumul total de energie electrică din mediul rural pe un hectar de suprafață agricolă a țării sau pe cap de locuitor. Acești indici vor trebui în viitor stabiliți, pentru a avea indici sintetici care să permită urmărirea dinamicii dezvoltării electrificării rurale și care să servească pentru calcule globale, pentru schițe de plan sau alte studii tehnico-economice generale.

2. Întreprinderile industriale nu intră în obiectivele lucrării de față. În lucrare nu apare însă nici calculul consumurilor pentru unități industriale anexe la gospodăriile socialiste (rotării, olării, țesătorii, prelucrarea fructelor, prelucrarea locală a laptelui etc.). S-a considerat însă că necesarul de putere pentru aceste unități va putea fi acoperit de puterile instalate stabilite, deoarece majoritatea acestor industrii anexe funcționează iarna, atunci cînd nu se fac munci agricole, cînd există deci disponibil de putere și receptori (motoare electrice) care pot fi folosite pentru producerea energiei mecanice necesare.

Aceste mici industrii vor contribui la mărirea orelor de utilizare și a consumului de energie. În momentul cînd aceste mici industrii vor lua o extindere, vor trebui desigur în mod special luate în considerare.

Trebuie subliniat că aceste unități au o deosebită importanță pentru ocuparea forțelor de muncă în timpul iernii pentru a aduce cîștiguri suplimentare unităților socialiste și pentru a contribui la mărirea producției marfă.

3. Problema modului de asigurare a energiei electrice nu a intrat în obiectivele lucrării de față. S-au stabilit însă indici referitor la puterile maxime reclamate, care pentru simplificare au fost considerate egale cu puterile de instalat la surse. Trebuie precizat însă că aceste puteri sînt considerate ca puteri de instalat în surse individuale, adică pentru cazul că pentru un anumit fel de utilizare (de exemplu o fermă zootehnică sau un S.M.T.) se instalează o centrală proprie sau un post de transformare propriu. Cazul general este însă acela cînd mai multe unități agricole, mai multe utilizări trebuie asigurate din partea unui sistem electric. În acest caz, puterile unitare nu pot fi însumate, așa cum se însumează aritmetic consumurile necesare, ci trebuie aplicate coeficiente de simultaneitate globală pentru stabilirea puterii maxime simultane necesitate de toate unitățile regiunii respective.

Tabloul anexă nr. 5

Consumuri specifice de energie și puterea sursei electrice, pe fel de culturi și operații, pentru utilizări în munci staționare

Nr. crt.	Felul culturii	Operația	Energie pe an și ha kWh	Factor de simultaneitate	Ore de utilizare	Puterea sursei pe ha W
1	Cerealiere	Treierat complex	20,00	0,7	500	28,0
		Sortare și selectare	1,75	0,6	800	1,3
		Măcinat	10,00	0,8	1 500	5,3
		Total (rotund)	32,00	—	—	35,0
2	Orezării	Treierat complex	50,00	0,7	600	60,0
		Alte utilizări	5,00	0,6	800	4,0
		Total	55,00	—	—	64,0
3	Legumicole	Spălat și sortat	10,00	0,6	800	7,5
		Alte utilizări	15,00	0,7	800	13,0
		Total rotund	25,00	—	—	20,0
4	Diferite: (tehnice, fînețe, viticole, pomicole, horticole etc.)	Diverse	10	0,6	700	8
		Total	10	—	—	8

Tabloul anexă nr. 6

Consumuri specifice de energie şi puterea sursei electrice pe fel de culturi, pentru utilizări în irigaţie

Nr. crt.	Felul culturii	Cantitatea anuală de apă m^3/ha	Energie pe an şi ha kWh	Factor de simultaneitate	Ore/an de utilizare	Puterea sursei pe ha W
1	Cerealiere	1 800	200	0,6	500	240
2	Orezării	15 000	1 000	0,6	1 000	600
3	Legumicole	4 500	500	0,6	700	430
4	Diferite: (tehnice, viticole, pomicole horticole etc.)	2 200	250	0,6	500	300

Tabloul anexă nr. 7

Caracteristicile unora din maşinile agricole folosite în procesele agricole mobile

Nr. crt.	Tipul maşinii	Sursă de energie, motor cu ardere internă: Tip	Sursă de energie, motor cu ardere internă: Putere CP.	Cultura la care este folosită maşina	Productivitatea ha/h	Consum de energie pe an şi ha (calculat) kWh	Observaţii
1	Plug « Ilie Pintilie »	KD—35	37	Toate culturile	0,3—0,5	45	
2	Grapă cu discuri uşoară BD—3,4	KD—35	37	Toate culturile	1,6	11,5	Idem pentru dezmiriştit
3	Cultivator universal CUT—21	U—2	22	Cereale prăşitoare, tehnice	2	8	Folosit la prăşit şi cultivat
4	Cultivator universal 2 KUTS—2,8	U—2	22	Sfecla de zahăr-legumicole	2,5	10	
5	Cultivator suspendat pentru prăşit KN—5,4	U—2	22	Sfeclă şi alte prăşitoare cu port mic	2—2,5	7,5	
6	Nivelator PM (MALA)	U	22	Toate culturile	1,2—1,7	10	
7	Semănătoare IAR—511	IAR—23 sau KD—35	8—10	Cerealiere. păioase, fineţe	1,2—1,4	5,5	Un tractor remorchează 2 semănători
8	Semănătoare pentru semănat în cuiburi SS—6A	U-1, U-2	22	Porumb, floarea-soarelui	1,8	10	
9	Secerătoare legătoare pentru cereale SL—54	U	22	Păioase	0,65	25	
10	Combină pentru recoltat porumb KU—2	KD—35	37	Porumb	0,8	25	
11	Cositoare cu 3 cuţite K—6B	KD—35	37	Fineţe	2,7	7	
12	Combină pentru recoltat cartofi KKR—2	DT—54	54	Cartofi	0,48	20	
13	Combină pentru recoltat bumbac SHM—48	U—4	12	Bumbac	0,2	45	
14	Greblă 2 GBT—2,2	U—2	22	Fineţe	2,5	7	
15	Colector pentru adunat căpiţe PK—1,6	U	22	Fineţe	2	8	

Tabloul anexă nr. 8

Consumuri specifice de energie şi putere a sursei electrice, pe fel de culturi şi operaţiuni pentru utilizări în munci mobile

Nr. crt.	Felul culturii	Arat			Cultivat			Grăpat şi desmiriştit			Nivelat			Semănat			Prăşit			Recoltat			Energ. pe an şi ha kWh	Puterea sursei pe ha W
		nr. oper./an	kWh/ha	kWh/an	nr. oper/ an	h Wh/ha	kWh/an	nr. oper/an.	kWh/ha	kWh/an	nr. oper./an	kWh/ha	kWh/an	nr. oper./an	kWh/ha	kWh/an	nr. oper./an	kWh/ha	kWh/an	nr. oper./an	kWh/ha	kWh/an		
1	Păioase	1	45	45	1	8	8	2	11,5	23	1	10	10	1	5,5	5,5	—	—	—	1	25	25	116,5	
	Porumb	1	45	45	1	8	8	2	11,5	23	1	10	10	1	10	10	2—3	7,5	20	1	25	25	141	
	Ceraliere (medie)																						130	90
2	Orezării	1	45	45	1	8	8	2	11,5	23	1	10	10	1	5,5	5,5	—	—	—	1	25	25	116,5	80
3	Legumicole	1	45	45	1	10	10	2	11,5	23	1	10	10	1	10	10	1—2	7,5	10	1	20	20	128	90
	Tehnice,	1	45	45	1	8	8	2	11,5	23	1	10	10	1	10	10	2—3	7,5	20	1	45	45	161	
4	Fînețe, pomicole, viticole, horticole etc.	1/3	45	15	1/3	8	3	2/3	11,5	8	1/3	10	3	1/3	5,5	2	—	—	—	2—3	22	55*)	86	
	Diferite (medie)																						100	70

*) S-a considerat: cositoare cu 3 cuţite K—6B; grebla 2GBT—2,2 şi colector pentru fîn PK—1,6

Tabloul anexă nr. 9

Consumuri specifice de energie pe operaţii pentru producţia animală (kWh/an şi animal)

Nr. crt.	Denumirea animalelor	Preparare furaje şi adăpat								Îngrijirea animalelor					Producţia animală					Iluminat	Total
		Mori cu ciocane	Tocător rădăcinoase	Tocător păioase	Spălat rădăcini	Elevator	Malaxor	Pompă adăpat	Total	Ţeselat	Ventilaţie	Tratament cu raze	Pompă urină	Total	Muls	Tuns	Tratare lapte	Creşterea păsărilor	Total		
1	Bovine	10,00	3,00	5,50	2,20	2,50	0,40	8,40	32,00	8,00	6,00	—	2,00	16,00	45,00	—	10,00	—	55,00	7,00	110,0*)
2	Porcine	7,50	0,80	0,60	0,60	0,80	0,30	5,40	16,00	—	6,00	0,50	1,30	7,80	—	—	—	—	—	6,20	30,0
3	Cabaline	7,50	—	2,50	—	0,20	0,20	4,10	14,50	8,00	6,00	—	1,00	15,00	—	—	—	—	—	5,50	35,0
4	Ovine	0,20	—	0,30	—	—	—	0,30	0,80	—	—	—	—	—	—	0,05	—	—	0,05	0,65	1,5
5	Păsări	0,40	—	0,05	—	—	—	0,05	0,50	—	—	0,10	—	0,10	—	—	—	1,00	1,00	0,90	2,5

*) Reprezintă consumul de energie pentru vaci; pentru celelalte bovine nu se va ţine seama de valorile din coloanele «Muls» şi «Tratare lapte».

Tabloul anexă nr. 10

Consum anual de furaje și apă pe animal și caracteristicile unora din mașinile folosite

Nr. crt.	Denumirea animalelor	Furaje									Apa		
		Concentrate			Rădăcinoase, masă verde			Păioase și fîn			l	zile	m³
		kg	zile	t	kg	zile	t	kg	zile	t	zi	an	an
		zi	an	an	zi	an	an	zi	an	an			
1	Bovine	2,50	365	1,00	20	365	7,30	10	365	3,65	95	365	35
2	Porcine	2,00	365	0,75	5	365	2,00	1	365	0,40	60	365	22
3	Cabaline	2,00	365	0,75	—	—	—	10	365	3,65	45	365	16,5
4	Ovine	0,15	150	0,02	1	150	0,15	1,5	150	0,23	8	150	1,2
5	Păsări	0,10	365	0,04	—	—	—	0,02	100	0,002	0,5	365	0,2

Se folosesc următoarele mașini:
- Moară cu ciocane 10 kWh/t
- Elevator: 0,30 kWh/t
- Malaxor: 0,35 kWh/t
- Tocător rădăcinoase: 0,4 kWh/t
- Spălat rădăcinoase: 0,3 kWh/t
- Elevator: 0,3 kWh/t
- Tocător însilozare: 1,5 kWh/t
- Pompe: 0,25 kWh/m³

Tabloul anexă nr. 11

Caracteristici privind iluminatul în construcții zootehnice

Nr. crt.	Felul construcției	Putere specifică instalată în receptori pe m² W	Ore anuale de utilizare	Suprafața pe animal m²	Putere instalată în receptori pe animal W	Consum pe an și animal kWh
1	Grajd (bovine și cabaline)	1,5	700	5—10	7,5—15	5,50—7,00
2	Cocină	1,4	800	3—6	4,2—8,4	6,20
3	Saivan	1,4	500	1	1,4	0,65
4	Coteț cu iluminat suplimentar	5,0	900	0,25	1,25	0,90

СИСТЕМА ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДЛЯ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОЙ И СЕЛЬСКОЙ ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Устанавливается система показателей для оценки потребления электроэнергии и определения мощности ее источников, для нужд сельского хозяйства и сел, необходимой для составления плана областной и районной электрификации в РНР.

В систему показателей входят удельное потребление электроэнергии и необходимая для установок мощность источников, предназначенных для:

1) земледелия с учетом наиболее важных культур, стационарных и передвижных работ и орошения;

2) животноводства с учетом главных видов животных и связанных с ним работ, как например, заготовки фуража и поения животных, ухода за ними и их разведения, а также для нужд освещения.

3) механизации сельского хозяйства, как например, МТС, мастерских государственных и коллективных сельских хозяйств;

4) коммунальных и хозяйственных нужд.

Установлены также и некоторые виды потребления тепловой энергии.

Потребление электроэнергии и мощность электро-установок отнесены соответственно на гектар, животное, трактор, а для коммунального и хозяйственного потребления на каждого жителя.

Были использованы данные, относящиеся к сельскому хозяйству страны, данные из иностранной литературы, а некоторые данные выведены путем расчета или прямой оценки.

Настоящая работа охватывает обширную область, в которой не имеется еще собственного опыта. Авторы считают полезным, чтобы специалисты, агротехники механизаторы и энергетики способствовали обогащению и уточнению этих данных для выработки наиболее полной системы вышеупомянутых показателей.

SYSTÈME D'INDICES POUR L'ÉLECTRIFICATION AGRICOLE ET RURALE

(RÉSUMÉ)

On établit un système d'indices dont le but est de servir à l'évaluation de la consommation d'énergie électrique et de l'importance des sources pour les besoins agricoles et ruraux, nécessaires à l'élaboration du plan d'électrification des régions et des districts de notre pays.

Le système d'indices comprend les consommations spécifiques d'énergie électrique et les puissances à installer dans des sources établies pour:

1. La production végétale, en envisageant les cultures les plus importantes, les travaux stationnaires et mobiles, les irrigations.

2. La production animale, en envisageant les espèces principales d'animaux et les travaux, tels que: la préparation des fourrages et l'abreuvage, les soins à donner aux animaux, la production animale proprement dite et l'éclairage.

On a également établi quelques consommations d'énergie thermique.

3. Les unités pour la mécanisation de l'agriculture; S.M.T. (station de machines et tracteurs), les ateliers des G.A.S. (exploitations agricoles d'Etat) et des G.A.C. (exploitations agricoles collectives).

4. L'utilisation communale et domestique.

La consommation et les puissances électriques sont rapportées à l'hectare, à l'animal et au tracteur conventionnel et, pour les emplois communaux et domestiques, à l'habitant.

On a employé des données de notre pays, des données connues de la littérature étrangère des données résultant des calculs ou des estimations.

L'étude s'attaque à un vaste domaine où l'expérience propre est encore réduite. Les Auteurs considèrent qu'il est utile que les spécialistes, les agrotechniciens, les mécanisateurs et les spécialistes de l'énergétique apportent leur contribution à l'enrichissement et à la précision des données, afin d'obtenir un système d'indices des plus complets.

BIBLIOGRAFIE

1. P. N. Listov, *Primenio elektriceskoi energhii v selskom hoziaistve.* Selhozghiz, Moscova, 1953.
2. N. K. Kuznețov şi A. P. Zlatkoski, *Centrale hidroelectrice rurale.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1951.
3. V. Blidaru, *Irigaţii.* Ed. agro-silvică de stat, Bucureşti, 1955.
4. *** *Principiile de bază ale irigaţiei.* Red. Arpad Trummer, I.D.T., Bucureşti, 1954.
5. A. Hanikovski, *Electrificarea — unul din cele mai importante mijloace de întărire continuă a bazei tehnico-materiale a agriculturii.* Probleme economice, Bucureşti, 1953, nr. 10.
6. Fr. Mikes, *Otázky elektrisace socialistického změdělství.* Energetica C.S.R., 1954, nr. 11.
7. P. N. Listov, *Construcţiile staliniste ale comunismului şi electrificarea agriculturii.* Anal. rom.-sov. seria agricultură şi zootehnice, 1952, nr. 12.
8. S. Maţkevici, *Rolul electrificării în dezvoltarea bazei tehnico-materiale a agriculturii U.R.S.S.* Ed. de stat pentru literatură ştiinţifică, Bucureşti, 1954.
9. V. A. Kuţenov i E. O. Steingauz, *Voprosî tehniko-ekonomiceskogo proektirovania krupnîh ghidrostanţii v energoisitemah.* Gosenergoizdat, Moscova, 1953.
10. S. V. Sciurov, *Ekonomiceskaia efektivnosti elektrifikaţii kolhoznogo proizvodstva.* Selhozghiz, Moscova, 1952.
11. P. I. Bogdaşkin, *O perspektivah razvitia selskoi elektrificaţii Ukranskoi SSR.* Elektricestvo, 1949, nr. 10.
12. M. Maţepuro, *Folosirea complexă a energiei electrice şi termice în agricultură. Cultivarea legumelor în sere folosind pierderile de căldură în întreprinderile industriale.* I.D.T., Bucureşti, 1954.
13. Gádor Andrei, *A hazai mezőgazdaság korszerü villamositása.* Electrotehnika R.P.U., 1954, nr. 10.
14. V. Krasnov, *Mecanizarea proceselor cu volum mare de muncă din fermele zootehnice* Ed. agro-silvică de stat, Bucureşti, 1955.
15. S. A. Iofinov, B. G. Turbin şi A. A. Tîrin, *Mecanizarea şi electrificarea agriculturii.* Ed. agro-silvică de stat, Bucureşti, 1955.
16. V. F. Vorobiev, *Elektrifikaţia soţialisticekogo selskogo hoziaistva.* Goskultprosvetizdat, Moscova, 1954.
17. M. S. Gorbunov i A. B. Jurie, *Mehanizaţiia i elektrifikaţiia jivotnovodceskih ferm.* Selhozghiz, Moscova, 1953.
18. V. Jeligoski, *Problemele mecanizării în agricultură.* Ed. agro-silvică de stat, Bucureşti, 1954.
19. N. G. Gladkov, *Maşini de curăţat seminţe.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1952.
20. *** *Spravocinik po elektrifikaţii selskogo hoziaistva.* Selhozghiz, Moscova, 1949.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

MAŞINI TERMICE

DETERMINAREA MOMENTELOR OPTIME DE COMANDĂ A SUPAPELOR MOTOARELOR CU ARDERE INTERNĂ *)

DE

G. BĂRĂNESCU

1. INTRODUCERE

La motoarele cu ardere internă, deschiderea şi închiderea supapelor nu se face în punctele moarte, deoarece o astfel de practică ar duce la micşorarea performanţelor motorului. Pentru a realiza o umplere cît mai bună a cilindrului, cît şi pentru a reduce lucrul mecanic rezistent din timpul evacuării gazelor arse şi a aspiraţiei fluidului proaspăt, supapele sînt deschise în general cu avans şi închise cu întîrziere, faţă de punctele moarte.

Momentele optime de comandă a supapelor depind de sarcina şi turaţia motorului. Deoarece reglajul distribuţiei nu se poate schimba în timpul funcţionării, distribuţia se reglează astfel, încît supapele să fie deschise în momentele cele mai avantajoase pentru regimul la care motorul va funcţiona cel mai mult.

Determinarea momentelor optime de comandă a supapelor pentru un regim dat se face experimental prin evaluarea performanţelor motorului la diverse reglaje ale distribuţiei.

Această cale este lungă şi costisitoare, ea necesitînd încercări numeroase şi modificări repetate ale prototipului cercetat. O metodă mai raţională este determinarea prin calcul a momentelor optime de comandă a supapelor, după care urmează stabilirea reglajului definitiv al distribuţiei prin încercarea prototipului. Această metodă reduce mult numărul încercărilor, deoarece experimentarea începe de la un reglaj al distribuţiei foarte apropiat de reglajul definitiv.

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul al reglajului optim al distribuţiei. Metoda constă în calcularea diagramei reale a motorului pentru evoluţiile de evacuare şi aspiraţie.

S-a considerat un motor în patru timpi şi s-au neglijat fenomenele vibratorii care se produc în conductele de evacuare şi de aspiraţie. Presiunile de evacuare şi de aspiraţie sînt socotite constante şi egale respectiv cu presiunea atmosferică şi cu presiunea din conducta de aspiraţie. Fluidele care evoluează în cilindrul motor sînt considerate gaze perfecte, ipoteză care practic nu introduce nici o eroare,

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 9 martie 1955.

date fiind presiunile mici din cilindrul motorului. S-a presupus că echilibrul chimic în gazele arse îngheață în momentul deschiderii supapei de evacuare și ca atare compoziția gazelor arse rămîne invariabilă în tot timpul procesului de distribuție. Și această ipoteză corespunde realității, pe de o parte din cauza scăderii vitezei de reacție la temperaturi mici, iar pe de altă parte din cauza vitezei mari de variație a mărimilor de stare din cilindru, produsă de evacuarea gazelor și de deplasarea pistonului motorului.

Scurgerea gazelor arse sau a fluidului proaspăt prin supape este considerată izentropică. S-a mai presupus că energia cinetică a fluidului aspirat în cilindru este transformată integral în căldură, datorită frecărilor.

2. STABILIREA ECUAȚIILOR DE CALCUL PENTRU EVACUARE

Fie

p — presiunea gazului din cilindru (kgf/m^2);

V — volumul cilindrului, determinat de poziția pistonului (m^3);

v_{g_e} — volumul specific al gazului din cilindru, la ieșirea din secțiunea de scurgere controlată de supapa de evacuare (m^3/kg);

T — temperatura gazului din cilindru (°K);

T_r — temperatura fluidului răcitor (°K);

U — energia internă a gazului din cilindru (kcal);

u_g — energia internă specifică a gazului din cilindru (kcal/kg);

i_g — entalpia specifică a gazului din cilindru (kcal/kg);

i_{g_e} — entalpia specifică a gazului din cilindru la ieșirea din secțiunea de scurgere controlată de supapa de evacuare (kcal/kg);

s_g — entropia specifică a gazului din cilindru (kcal/kg°K);

G — cantitatea de gaz aflată în cilindru (kg);

R_g — constanta gazului din cilindru $\left(\frac{\text{kgm}}{\text{kg.grd}}\right)$;

A — echivalentul termic al lucrului mecanic $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{kgm}}\right)$;

dQ — schimbul elementar de căldură între gazul din cilindru și fluidul răcitor (kcal);

α_c — coeficientul de convecție gaz-cilindru $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h grd}}\right)$;

α_r — coeficientul de convecție cilindru-fluid răcitor $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h grd}}\right)$;

λ — coeficientul de conductibilitate al materialului cilindrului $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h}\ \frac{\text{grd}}{\text{m}}}\right)$;

δ — grosimea peretelui cilindrului (m);

F — suprafața prin care gazul din cilindru schimbă căldura cu fluidul răcitor (m^2);

f_c — secțiunea prin care gazul din cilindru este evacuat în mediul exterior (m^2);

μ — coeficientul de debit al secțiunii de scurgere;

w_{g_e} — viteza de scurgere a gazului din cilindru, la ieșirea din secțiunea controlată de supapa de evacuare (m/s);
w_{p_m} — viteza medie a pistonului (m/s);
n — turația motorului (rot/min);
θ — unghiul de rotație al arborelui motor (grd);
g — accelerația gravitației (m/s^2);
τ — timpul (h).

Pentru a determina variația mărimilor de stare din cilindru, calea cea mai comodă constă în folosirea ecuației bilanțului energetic. Pentru un timp infinit mic variația energiei interne a gazului din cilindru va fi determinată de schimbul de căldură cu pereții cilindrului, de schimbul de lucru mecanic datorit variației de volum produsă de deplasarea pistonului și de variația de energie corespunzătoare cantității de gaz care părăsește cilindrul. Ținînd seama că energia evacuată de fiecare kilogram de gaz care părăsește cilindrul este egală cu entalpia specifică a gazului (deoarece gazul rămas în cilindru prestează asupra gazului care părăsește cilindrul, lucrul mecanic de dizlocare), bilanțul energetic se scrie

$$\mathrm{d}U = \mathrm{d}Q - Ap\mathrm{d}V - i_g\,\mathrm{d}G. \tag{1}$$

Cantitatea elementară de gaz scursă din cilindru este dată de relația

$$\mathrm{d}G = 3\,600\,\frac{\mu f_e\, w_{g_e}}{v_{g_e}}\,\mathrm{d}\tau\,, \tag{2}$$

unde coeficientul 3 600 rezultă din faptul că viteza de scurgere este exprimată în metri pe secundă, iar timpul în ore.

Dacă se asimilează cilindrul cu un perete plan, lucru posibil deoarece grosimea cilindrului este mică în comparație cu diametrul lui, schimbul de căldură între gaz și fluidul răcitor are expresia

$$\mathrm{d}Q = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_c} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_r}}\,F\,(T - T_r)\,\mathrm{d}\tau\,. \tag{3}$$

Coeficientul de conductibilitate al materialului cilindrului poate fi socotit constant. De asemenea, coeficientul de convecție între cilindru și fluidul răcitor poate fi socotit constant, deoarece variația temperaturii suprafeței exterioare a cilindrului este neglijabilă, iar viteza de scurgere a fluidului răcitor este practic constantă. În schimb, coeficientul de convecție gaz-cilindru este variabil. Valori potrivite ale coeficientului de convecție gaz-cilindru se obțin din relația experimentală

$$\alpha_c = 0{,}021\,\sqrt[3]{w_{p_m}}\cdot\sqrt{pT}\,.$$

Înlocuind această expresie în relația (3), schimbul elementar de căldură devine

$$\mathrm{d}Q = \frac{1}{\frac{1}{0{,}021\,\sqrt[3]{w_{p_m}}\cdot\sqrt{pT}} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_r}}\,F\,(T - T_r)\,\mathrm{d}\tau. \tag{4}$$

Scurgerea gazului fiind considerată izentropică, viteza de scurgere va fi dată de relația

$$w_{g_e} = \sqrt{\frac{2g}{A}(i_g - i_{g_e})}. \tag{5}$$

Pentru calcule este avantajos să se folosească drept variabilă independentă unghiul descris de arborele motor. Legătura între unghiuri și timp se stabilește cu ajutorul rotației motorului

$$\mathrm{d}\theta = 6 \cdot 3\,600\ n \cdot \mathrm{d}\tau. \tag{6}$$

Ținînd seama de relațiile (4), (5) și (6), ecuațiile (1) și (2) devin

$$\frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}\theta} = \frac{1}{6 \cdot 3\,600 \cdot n} \frac{1}{\dfrac{1}{0{,}021\sqrt[3]{w_{p_m}} \cdot \sqrt{pT}} + \dfrac{\delta}{\lambda} + \dfrac{1}{\alpha_r}} F(T - T_r) - Ap\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}\theta} -$$

$$- \frac{1}{6n}\sqrt{\frac{2g}{A}}\frac{\mu \cdot f_e}{v_{g_e}} i_g \sqrt{i_g - i_{g_e}}, \tag{7}$$

$$\frac{\mathrm{d}G}{\mathrm{d}\theta} = \frac{1}{6n}\sqrt{\frac{2g}{A}}\frac{\mu \cdot f_e}{v_{g_e}}\sqrt{i_g - i_{g_e}}. \tag{8}$$

3. STABILIREA ECUAȚIILOR DE CALCUL PENTRU ASPIRAȚIE

Pentru evoluția de aspirație se fac următoarele notații suplimentare:

v_{pr_a} — volumul specific al gazului aspirat în cilindru, la ieșirea din secțiunea de scurgere controlată de supapa de aspirație (m^3/kg);

i_{pr} — entalpia specifică a gazului aspirat în cilindru în condițiile din conducta de aspirație (kcal/kg);

i_{pr_a} — entalpia specifică a gazului aspirat în cilindru, la ieșirea din secțiunea de scurgere controlată de supapa de aspirație (kcal/kg);

f_a — secțiunea prin care gazul este aspirat în cilindru (m^2);

w_{pr_a} — viteza de scurgere a gazului aspirat în cilindru, la ieșirea din secțiunea de scurgere controlată de supapa de aspirație (m/s).

Ținînd seama că sosirea gazului în cilindru produce o creștere a energiei interne, bilanțul energetic va avea forma

$$\mathrm{d}U = \mathrm{d}Q - Ap\mathrm{d}V + i_{pr}\,\mathrm{d}G\,, \tag{9}$$

unde

$$\mathrm{d}G = 3\,600\frac{\mu f_a w_{pr_a}}{v_{pr_a}}\mathrm{d}\tau\,. \tag{10}$$

Viteza de scurgere are acum expresia

$$w_{pr_a} = \sqrt{\frac{2g}{A}(i_{pr} - i_{pr_a})}\,. \tag{11}$$

Ținînd seama de relațiile (4), (6) și (11) ecuațiile (9) și (10) devin

$$\frac{dU}{d\theta} = \frac{1}{6.3\,600 \cdot n} \frac{1}{\frac{1}{0{,}021 \sqrt[3]{w_{p_m}} \sqrt{pT}} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_r}} F(T - T_r) - A_p \frac{dV}{d\theta} +$$

$$+ \frac{1}{6n} \left| \frac{2g}{A} \frac{\mu f_a}{v_{pr_a}} i_{pr} \sqrt{i_{pr} - i_{pr_a}} \right| \tag{12}$$

$$\frac{dG}{d\theta} = \frac{1}{6n} \sqrt{\frac{2g}{A}} \frac{\mu f_a}{v_{pr_a}} \sqrt{i_{pr} - i_{pr_a}} \tag{13}$$

4. INTEGRAREA ECUAȚIILOR

Pentru a integra ecuațiile precedente este necesar să se cunoască variația mărimilor f_e, f_a, F, V și $\frac{dV}{d\theta}$ în funcție de unghiul de rotație al arborelui motor.

Legea de variație a secțiunilor de scurgere, f_e și f_a se determină pentru fiecare reglaj de distribuție în funcție de mărimea supapelor și de legea de ridicare a supapelor.

Neglijînd schimbul de căldură dintre gaz și piston, suprafața F va fi egală cu suma dintre suprafața F_i a camerei de compresie și suprafața cilindrului descoperită de piston în momentul considerat

$$F = F_i + \pi D x, \tag{14}$$

unde D este diametrul cilindrului iar x deplasarea pistonului față de punctul mort interior.

Analog, volumul pe care îl are la dispoziție gazul din cilindru va fi

$$V = V_i + \frac{\pi D^2}{4} x, \tag{15}$$

unde V_i este volumul camerei de compresie.

Prin derivarea relației (15) în raport cu unghiul θ se obține

$$\frac{dV}{d\theta} = \frac{\pi D^2}{4} \cdot \frac{dx}{d\theta}. \tag{16}$$

Viteza pistonului w_p are expresia

$$w_p = \frac{dx}{d\tau} = \frac{dx}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = \omega \frac{dx}{d\theta},$$

de unde

$$\frac{dx}{d\theta} = \frac{1}{\omega} w_p.$$

Exprimînd unghiurile în grade, viteza unghiulară a arborelui motor va fi

$$\omega = \frac{360\ n}{60} = 6n,$$

deci

$$\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}\theta} = \frac{1}{6n} w_p .$$

Înlocuind în relația (16) se obține

$$\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}\theta} = \frac{\pi D^2}{4} \cdot \frac{1}{6n} w_p . \tag{17}$$

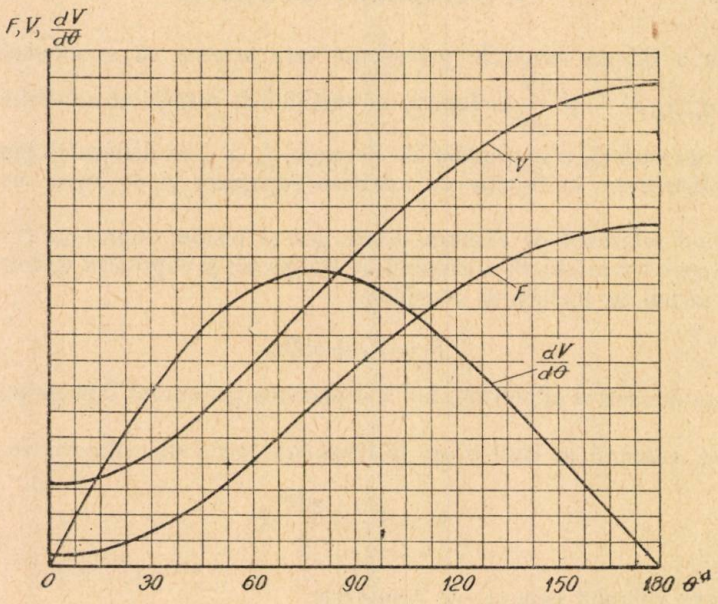


Fig. 1. — Variația mărimilor F, V, $\frac{dV}{d\theta}$, în funcție de unghiul de rotație al arborelui motor.

În figura 1 s-a reprezentat variația mărimilor F, V și $\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}\theta}$, calculată respectiv după relațiile (14), (15) și (17).

Calculul procesului de distribuție începe prin integrarea grafică a ecuațiilor (7) și (8). În acest scop, se reprezintă următoarele diagrame (fig. 2):

— diagrama energiei interne a gazului din cilindru, în funcție de unghiul θ (fig. 2 *a*),

— diagrama energiei interne specifice a gazului din cilindru în funcție de temperatură (fig. 2 *b*),

— diagrama cantității de gaz din cilindru în funcție de unghiul θ (fig. 2 *c*),

— diagrama entalpie specifică — entropie specifică — a gazului din cilindru (fig. 2 *d*).

În ultima diagramă se trasează curba $\frac{AR_g}{2} \varkappa_g T$ în funcție de temperatură (unde $\varkappa_g$ este raportul căldurilor specifice ale gazului din cilindru) necesară pentru determinarea variației de entalpie în regim supracritic a gazului care părăsește

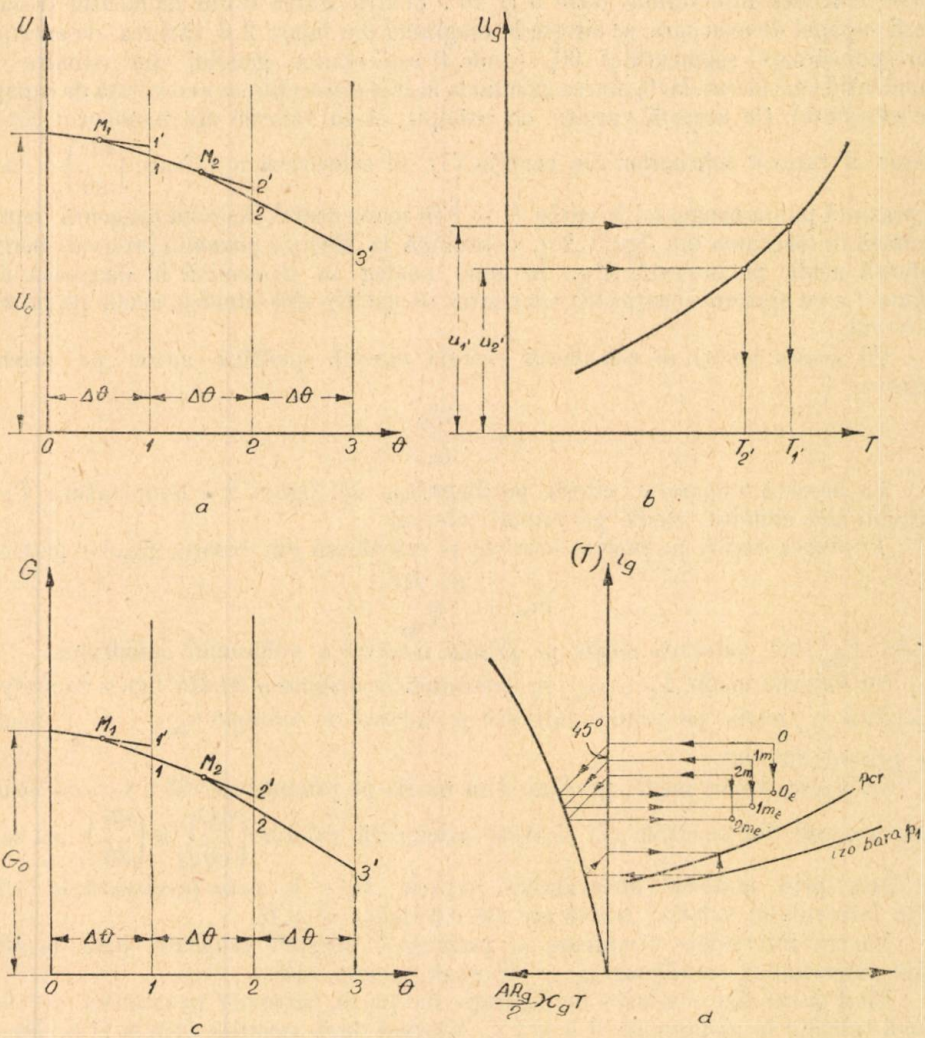


Fig. 2. — Integrarea grafică a ecuațiilor (7) și (8).

cilindrul, și curba presiunilor critice p_{cr} care separă regimul supracritic de regimul subcritic.

Dacă presiunea din cilindru este mai mare decît presiunea critică p_{cr}, scurgerea gazului din cilindru va avea loc în regimul supracritic, variația de entalpie deter-

minîndu-se cu ajutorul curbei $\frac{AR_g}{2} \varkappa_g T = \varphi(T)$; dacă presiunea din cilindru este mai mică decît presiunea critică, scurgerea are loc în regim subcritic, variația de entalpie a gazului care părăsește cilindrul fiind egală cu diferența de entalpie a stării din cilindru și starea de aceeași entropie de pe izobara corespunzătoare presiunii din conducta de evacuare.

Diagramele din figurile 2, *a* și 2, *c* se împart în intervale egale $\Delta\theta$ alegîndu-se mărimea intervalului între 5 și 10°. Pentru starea 0 din momentul deschiderii supapei de evacuare, se citește în diagrama din figura 2 *d* căderea de entalpie corespunzătoare segmentului 00_e (unde 0 este starea gazului din cilindru în momentul considerat, iar 0_e starea gazului la ieșirea din secțiunea controlată de supapa de evacuare). Cu această variație de entalpie, și cu valorile din momentul considerat al tuturor mărimilor din ecuația (7), se calculează o valoare $\left(\frac{dU}{d\theta}\right)_0$ care reprezintă panta tangentei la curba $U - \theta$ în momentul 0. Această tangentă, reprezentată în diagrama din figura 2 *a*, determină la sfîrșitul primului interval energia internă medie pe interval, $U_{1'}$. În mod analog se determină în diagrama din figura 2 *c* cu ajutorul ecuației (8), cantitatea de gaz $G_{1'}$ din cilindru, medie pe primul interval.

Cu aceste valori se calculează energia internă specifică medie pe primul interval

$$u_{1'} = \frac{U_{1'}}{G_{1'}}.$$

La această valoare se citește pe diagrama din figura 2 *b* temperatura $T_{1'}$ a gazului din cilindru, medie pe primul interval.

Presiunea medie pe primul interval se calculează din ecuația gazelor perfecte

$$p_{1_m} = \frac{G_{1'} R T_{1'}}{V_{1_m}}$$

unde V_{1_m} este valoarea medie pe primul interval a volumului cilindrului.

Cu valorile medii $T_{1'}$ și p_{1_m} se determină în diagrama *d)* din figura 2 entalpia specifică i_{1_m} medie pe primul interval și căderea de entalpie $i_{1_m} - i_{1_{m_e}}$ medie pe primul interval.

Cu aceste valori medii, precum și cu media pe primul interval a tuturor celorlalte mărimi din ecuațiile (7) și (8) se calculează valorile $\left(\frac{dU}{d\theta}\right)_1$ și $\left(\frac{dG}{d\theta}\right)_1$ cu care se duce prin mijlocul intervalului dreptele $M_1 - 1$, care precizează la sfîrșitul intervalului valorile adevărate ale mărimilor U și G.

Pentru intervalele următoare se prelungesc ultimele tangente pînă la sfîrșitul intervalului considerat și se urmează aceeași cale.

Cînd gazul din conducta de aspirație începe să pătrundă în cilindru, se continuă calculul în diagramele 2 *a* și 2 *c*, folosind însă ecuațiile (12) și (13). Deoarece calitatea gazului care pătrunde în cilindru s-a schimbat, este necesar să se traseze în locul diagramelor din figura 2 *b* și 2 *d* și următoarele diagrame:

— diagrama energiei interne — temperatură pentru cantitatea de gaze arse G_{g_a} aflată în cilindru în momentul cînd începe aspirația *fluidului proaspăt*, și pentru amestecurile formate din această cantitate de gaze arse cu diverse cantități de fluid proaspăt (fig. 3 *b*);

— diagrama entalpie specifică — entropie specifică pentru fluidul proaspăt (fig. 3 *d*).

În ultima diagramă se duce izentropica prin starea 0 corespunzătoare presiunii și temperaturii pe care o are fluidul proaspăt în conducta de aspirație, și se fixează pe această izentropică starea *c* în care se realizează presiunea critică p_{cr}. Pentru aspirație, presiunea din amonte (conducta de aspirație) este constantă, iar presiunea din aval (cilindru) este variabilă; ca atare, dacă presiunea din cilindru este mai mare decît presiunea critică, scurgerea fluidului proaspăt în cilindru va avea loc în regim subcritic, variația de entalpie fiind citită direct pe izentropică, prin 0 (de exemplu 0 *a* din figura 3 *d*), iar dacă presiunea din cilindru este mai mică decît presiunea critică, variația de entalpie este constantă și egală cu diferența de entalpie dintre punctele 0 și *c*.

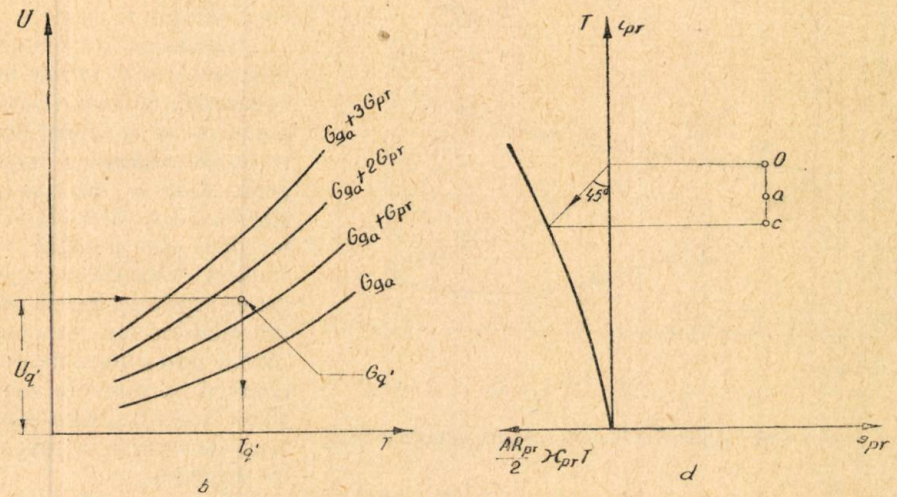


Fig. 3. — Diagrame necesare pentru calculul aspirației.

Temperatura medie pe interval se determină în diagrama din figura 3 *b*, cu ajutorul energiei interne și a cantității de gaz din cilindru, medii pe interval, prin interpolare între curbele trasate în diagramă.

Presiunea medie pentru un interval q oarecare se calculează din ecuația gazelor perfecte

$$p_{g_m} = \frac{G_{q'} R_{q'} T_{q'}}{V_{q_m}},$$

unde $G_{q'}$, $T_{q'}$, V_{q_m} sînt valorile medii pe intervalul q ale cantității de gaz din cilindru, ale temperaturii gazului din cilindru și ale volumului cilindrului, iar $R_{q'}$ este constanta aparentă a gazului din cilindru pentru intervalul q, a cărei valoare este egală cu media ponderată a constantelor gazelor reziduale și fluidului proaspăt

$$R_{q'} = \frac{G_{g_a} R_g + (G_{q'} - G_{q_a}) R_{pr}}{G_{q'}}$$

unde G_{g_a} este cantitatea de gaze reziduale.

5. DETERMINAREA MOMENTELOR OPTIME DE COMANDĂ A SUPAPELOR

Momentele optime de comandă a supapelor se determină prin integrarea ecuațiilor precedente pentru diverse reglaje ale distribuției. La începutul calculului se alege momentul deschiderii supapei de aspirație *da*; într-o primă aproximație se poate considera că închiderea supapei de evacuare *ie* se face cînd presiunea din cilindru este egală cu presiunea p_1 a mediului exterior, iar închiderea supapei de aspirație se face în momentul cînd presiunea din cilindru este egală cu presiunea p_a din conducta de aspirație.

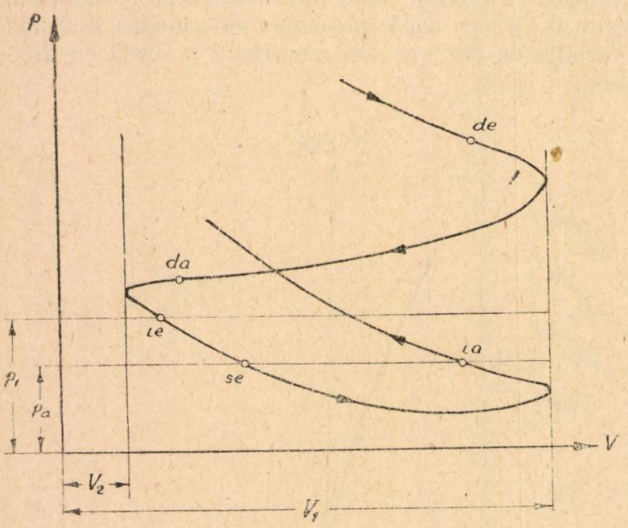


Fig. 4. — Comanda supapelor la motorul cu aspirație redusă.

În figura 4 se arată comanda supapelor conform celor de mai sus, pentru cazul frecvent al ciclului cu aspirație redusă.

La începutul calculului momentele *ie* și *ia* sînt necunoscute. Se aleg și aceste momente și se determină legile de ridicare a supapelor. Apoi se trece la integrarea ecuațiilor (7) și (8) începînd din punctul *de*. Pînă la deschiderea supapei de aspirație, gazele arse din cilindru sînt evacuate numai prin supapa de evacuare și ca atare în ecuațiile (7) și (8) f_e este secțiunea de scurgere a supapei de evacuare.

După deschiderea supapei de aspirație și pînă la închiderea supapei de evacuare (de la *da* la *ie*, fig. 4) gazele arse sînt evacuate din cilindru atît prin supapa de evacuare, cît și prin supapa de aspirație. Deoarece condițiile din aval pentru cele două supape sînt diferite, ecuațiile (7) și (8) se vor folosi sub forma

$$\frac{dU}{d\theta} = \frac{1}{6.3\,600.n} - \frac{1}{\dfrac{1}{0{,}021\sqrt[3]{w_{p_m}}\sqrt{pT}} + \dfrac{\delta}{\lambda} + \dfrac{1}{\alpha_r}} F(T - T_r) - Ap\frac{dV}{d\theta} -$$

$$- \frac{1}{6n}\sqrt{\frac{2g}{A}} \cdot i_g \left(\frac{\mu f_e}{v_{g_e}} \sqrt{i_g - i_{g_e}} + \frac{\mu f_a}{v_{g_a}} \sqrt{i_g - i_{g_a}} \right) \tag{18}$$

$$\frac{dG}{d\theta} = \frac{1}{6n}\sqrt{\frac{2g}{A}} \left(\frac{\mu f_e}{v_{g_e}} \sqrt{i_g - i_{g_e}} + \frac{\mu f_a}{v_{g_a}} \sqrt{i_g - i_{g_a}} \right) \tag{19}$$

unde f_a este secțiunea de scurgere a supapei de aspirație, iar i_{g_a} și v_{g_a} sînt respectiv entalpia specifică și volumul specific al gazelor arse la ieșirea din secțiunea de scurgere a supapei de aspirație.

Cînd presiunea din cilindru este egală cu presiunea p_1 a mediului exterior, supapa de evacuare trebuie să se închidă conform ipotezelor făcute. Dacă acest moment nu corespunde cu momentul ales pentru închiderea supapei de evacuare, se repetă calculul, stabilind în prealabil legea de mișcare a supapei de evacuare în conformitate cu noul moment de închidere.

După închiderea supapei de evacuare și pînă ce presiunea din cilindru devine egală cu presiunea din conducta de aspirație (de la *ie* la *se*, fig. 4), gazele arse continuă să fie evacuate din cilindru prin supapa de aspirație; integrarea se va continua tot cu ecuațiile (18) și (19) în care se face $f_e = 0$.

Din momentul deschiderii supapei de aspirație pînă la sfîrșitul evacuării gazelor arse, se va determina într-o diagramă separată $G - \theta$ cantitatea de gaze

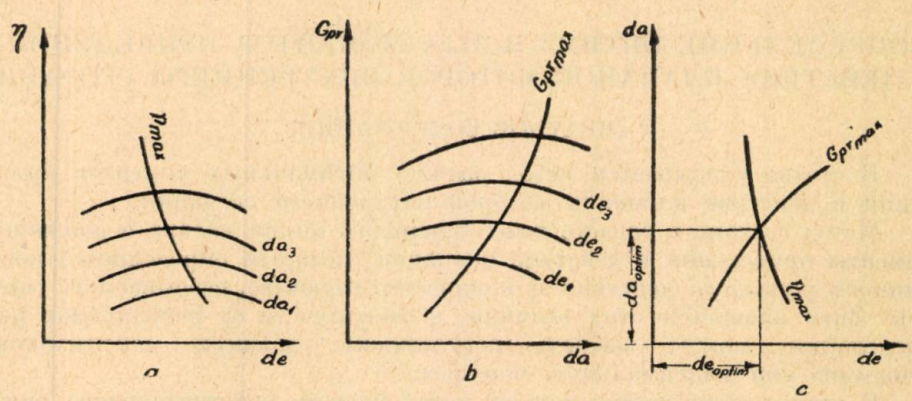


Fig. 5. — Determinarea momentelor optime de comandă a supapelor.

arse care a pătruns în conducta de aspirație; în acest scop se va folosi ecuația (19) în care se va face $f_e = 0$.

Din punctul *se* începe aspirația gazelor în cilindru. Dacă se face ipoteza că gazele arse care au fost evacuate în conducta de aspirație nu s-au amestecat cu fluidul proaspăt, se vor aspira în cilindru mai întîi aceste gaze și apoi fluidul proaspăt. Pentru simplificare se va presupune că temperatura gazelor arse aflate în conducta de aspirație este egală cu media aritmetică a temperaturilor pe care le aveau gazele arse în cilindru în punctele *da* și *se*.

Calculul se conduce în continuare prin integrarea ecuațiilor (12) și (13). Pînă la aspirarea în cilindru a gazelor arse aflate în conducta de aspirație, integrarea ecuațiilor (12) și (13) se va face cu diagramele din figura 2 (care se referă la gaze arse); cînd începe aspirația fluidului proaspăt, se vor folosi diagramele din figura 3 în locul diagramelor din figura 2 *b* și 2 *d*.

Calculul se sfîrșește cînd presiunea din cilindru devine egală cu presiunea din conducta de aspirație. Dacă acest moment nu corespunde cu momentul ales pentru închiderea supapei de aspirație, se repetă calculul cu începere din *da*, stabilind în prealabil legea de mișcare a supapei de aspirație în conformitate cu noul moment de închidere.

Cunoscînd variația de presiune din cilindru în timpul evacuării și aspirației, se poate completa diagrama reală și deci se poate calcula cu precizie randamentul real al motorului. Repetînd calculul pentru alte momente de deschidere a supapelor, se obține pentru fiecare pereche de valori *de* și *da* randamentul η și cantitatea de fluid proaspăt aspirată în motor G_{pr}.

Mărimile η și G_{pr} se reprezintă grafic în funcție de momentele de deschidere a supapelor (fig. 5).

Din figura 5 *a* se determină curba randamentelor maxime, iar din figura 5 *b*, curba cantităților maxime de fluid proaspăt aspirate în motor, pentru diverse reglaje ale distribuției. Reprezentînd aceste curbe în coordonate *da* — *de*, se obțin momentele optime de deschidere a supapelor (fig. 5 *c*).

Momentele optime de comandă determinate în figura 5 *c*, convin atît din punctul de vedere al economicității motorului, cît și din punctul de vedere al puterii dezvoltate de motor. Dacă se urmărește o economicitate mai mare sau o putere mai mare se va alege un alt reglaj al distribuției, corespunzător punctelor de pe curba η_{max} sau de pe curba $G_{pr_{max}}$.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ МОМЕНТОВ ПРИВЕДЕНИЯ В ДЕЙСТВИЕ КЛАПАНОВ МОТОРОВ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В статье указывается метод расчета оптимальных моментов приведения в действие клапанов моторов внутреннего сгорания.

Метод состоит в расчете действительного цикла мотора в различные моменты приведения в действие клапанов, которым определяется коэффициент полезного действия и количество горючего, всасываемого мотором. Зная изменение этих величин, в зависимости от регулировки распределения, можно выбрать регулировку, дающую максимальную экономию или максимальную мощность.

В статье указывается только метод расчета действительного цикла с момента открытия выпускного клапана до закрытия всасывающего клапана. Дифференциальные уравнения процессов эвакуации и всасывания интегрируются графическим методом, позволяющим учитывать изменения удельной теплоемкости в связи с температурой, а также и изменение состава газов сгорания.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Изменение величин F, V, $\frac{dV}{d\theta}$ в зависимости от угла вращения ведущего вала.

Рис. 2. — Графическое интегрирование уравнений (7) и (8).

Рис. 3. — Диаграмма для расчета всасывания.

Рис. 4. — Приведение в действие клапанов мотора с уменьшенным всасыванием.

Рис. 5. — Определение оптимальных моментов приведения в действие клапанов.

LA DÉTERMINATION DES MOMENTS OPTIMES DE COMMANDE DES SOUPAPES DES MOTEURS À COMBUSTION INTERNE

(RÉSUMÉ)

On présente, dans cet article, une méthode pour déterminer par calcul les moments optimes de commande des soupapes des moteurs à combustion interne.

La méthode consiste à calculer le cycle réel du moteur pour divers moments de commande des soupapes, en y obtenant le rendement et la quantité de fluide frais aspiré par le moteur. Connaissant la variation de ces grandeurs qui dépendent du réglage de la distribution, on peut choisir le réglage qui conduit au maximum d'économie ou au maximum de puissance.

On indique dans l'article seulement la méthode de calcul du cycle réel, à partir du moment de l'ouverture de la soupape d'évacuation jusqu'à la fermeture de la soupape d'aspiration. Les équations différentielles qui représentent les processus d'évacuation et d'aspiration sont intégrées par une méthode graphique, qui permet de tenir compte de la variation des chaleurs spécifiques avec la température, ainsi que de la modification de la composition des gaz brûlés.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Variation des grandeurs F, V, $\frac{dV}{d\theta}$, en fonction de l'angle de rotation de l'arbre moteur.
Fig. 2. — Intégration graphique des équations (7) et (8).
Fig. 3. — Diagrammes nécessaires au calcul de l'aspiration.
Fig. 4. — Commande des soupapes pour un moteur à aspiration réduite.
Fig. 5. — Détermination des moments optimes de commande des soupapes.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

FUNCŢIONAREA STAŢIONARĂ SIMETRICĂ A MAŞINII SINCRONE ÎN DOMENIUL SATURAT *)

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

Maşina sincronă şi mai ales generatorul este unul din elementele cele mai importante ale sistemelor energetice. De aceea, cunoaşterea metodelor de predeterminare în diverse condiţii a funcţionării sale este utilă atît inginerilor de exploatare cît şi celor de proiectare a reţelelor şi sistemelor electrice.

Dacă în cazul relaţiilor liniare dintre curenţi şi fluxuri funcţionarea maşinii sincrone este clară şi simplă, pentru domeniul saturat sînt încă actuale studii şi cercetări în vederea precizării metodelor optime de predeterminare.

În cele ce urmează vom face o scurtă analiză a metodelor mai importante, prezentate în literatura de specialitate, privind funcţionarea staţionară simetrică a maşinii sincrone în domeniul saturat. Se va dezvolta metoda schemelor echivalente şi se vor propune diagrame vectoriale şi procedee noi de calcul.

I. SCHEMELE ECHIVALENTE ŞI DIAGRAMELE VECTORIALE ALE MAŞINII SINCRONE

1. Stabilirea schemelor echivalente

La proiectarea maşinilor electrice, determinarea şi calculul circuitelor magnetice constituie una din problemele fundamentale. În stabilirea condiţiilor de funcţionare a maşinilor ea poate fi luată drept bază, permiţînd o analiză intimă a fenomenelor. Se vor putea astfel, mai comod, aprecia judicios aproximaţiile care se fac în utilizarea diferitelor metode de predeterminare a funcţionării în domeniul saturat.

Principial, admitem pentru cîmpurile de inducţie produse de curentul rotoric şi statoric longitudinal, schemele liniilor de cîmp reprezentate în figura 1 *a*, respectiv 1 *b* [1].

Considerarea simultană a curenţilor statorici şi rotorici corespunde la o situaţie analogă celei din cazul transformatorilor.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 4 Martie 1955.

Separînd porțiuni în care fluxul magnetic rămîne constant (tuburi de flux) se poate stabili cu ușurință rețeaua de circuite magnetice din figura 2.
S-au notat prin $\mathcal{R}$ reluctanțele tuburilor de flux corespunzătoare ca indici celor ai lungimilor l notate în figura 1 a și 1 b, iar prin Φ și $\mathcal{F}$ respectiv fluxurile

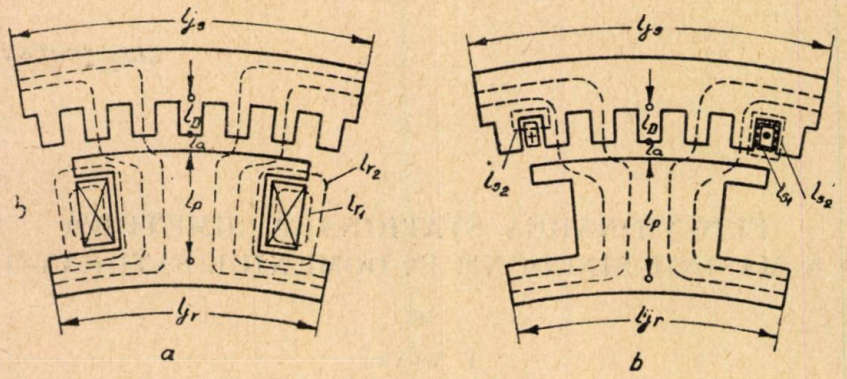


Fig. 1. — Schema principială a fluxului produs de curentul rotoric și statoric.

și forțele magnetomotoare. Observăm că s-au luat în considerare atît scăpările în sens Kapp (corespunzătoare reluctanțelor $\mathcal{R}_{r1}$ și $\mathcal{R}_{s1}$), cît și cele în sens Blondel (corespunzătoare reluctanțelor $\mathcal{R}_{r2}$ și $\mathcal{R}_{s_2}$) din ipotezele asupra scăpărilor transformatorilor electrici [2].

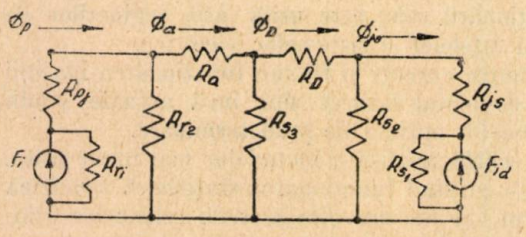


Fig. 2. — Schema echivalentă longitudinală a circuitelor magnetice.

Deoarece față de înfășurările statorului fluxurile magnetice sînt variabile, în funcționarea staționară la viteză constantă, armonicelor fundamentale le vor corespunde forțe electromotoare proporționale. Schemei echivalente a circuitelor magnetice din figura 2 îi va corespunde, după o transformare topologică dual**ă**, o schem**ă** echivalent**ă** cu circuite electrice de reactanțe.

Schema electrică echivalentă se stabilește cu ușurință, transformînd nodurile și circuitele schemei magnetice în circuite, respectiv noduri ale rețelei electrice. Reluctanțele din schema echivalentă magnetică vor corespunde dual permeanțelor (inversele reluctanțelor) sau unor mărimi proporționale cu acestea, pentru schema electrică, reactanțelor.

Pentru fiecare nod al rețelei magnetice alcătuim un circuit al rețelei electrice compus din ramurile nodului respectiv. Ramurile comune nodurilor primei rețele devin ramuri comune circuitelor rețelei duale. Dacă la stabilirea fiecărui circuit dual vom adopta o succesiune a ramurilor inversă succesiunii ramurilor în jurul nodului corespunzător, cele două scheme vor corespunde ca poziție de așezare relativă a elementelor. Se obține astfel schema electrică echivalentă din figura 3.

S-au notat prin X reactanțele corespunzătoare ca indici reluctanțelor din schema echivalentă magnetică, raportate la înfășurările statorice; $\frac{i}{\alpha}$ reprezintă

curentul rotoric echivalent (raportat) celui statoric, iar U_d și E_{0d} componentele longitudinale ale tensiunii la borne, respectiv forței electromotoare dată de fluxul din întrefier.

Se iau în considerare numai armonicele fundamentale ale funcțiilor periodice.

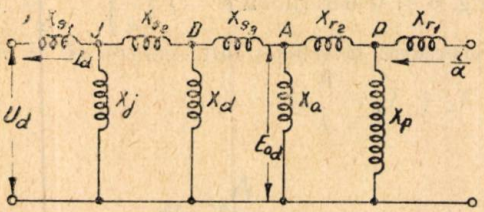


Fig. 3. — Schema electrică echivalentă longitudinală.

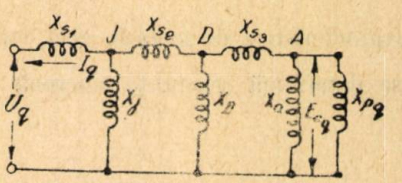


Fig. 4. — Schema electrică echivalentă transversală.

Pentru componenta transversală a forței magnetomotoare statorice și fluxului magnetic se stabilește analog o schemă echivalentă magnetică și electrică ale cărei elemente referitoare la stator rămîn aproximativ aceleași ca cele ale schemei din figura 3 (pînă la nodul A). Partea referitoare la rotor va consta dintr-o reactanță corespunzătoare reluctanței transversale a rotorului, inclusiv întrefierului suplimentar. Aceasta se va conecta în nodul A în paralel cu reactanța X_a, încît se va obține schema echivalentă din figura 4.

2. Schemele echivalente simplificate în funcționarea nesaturată

La funcționarea nesaturată, reactanțele schemei electrice sînt constante. Aplicînd transformarea $\Delta \rightarrow Y$ schemei din figura 3 se obține o schemă echivalentă mai simplă ca în figura 5.

Metoda suprapunerii efectelor aplicată sub forma teoremei Helmholtz-Thévenin conduce la schemele echivalente din figura 6.

Reactanța X_r (scăpări rotorice) nu mai apare în schema generatorului echi-

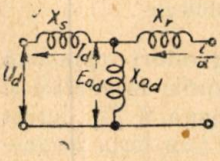


Fig. 5. — Schema echivalentă longitudinală simplificată.

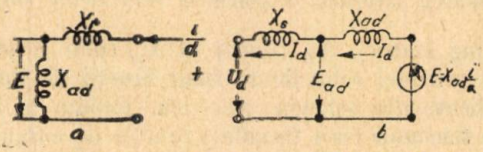


Fig. 6. — Descompunerea schemei echivalente simplificate.

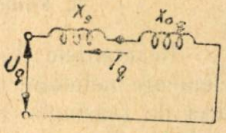


Fig. 7. — Schema echivalentă transversală simplificată.

valent (fig. 6 *b*) ca reactanță interioară în paralel cu X_{ad}, deoarece $\frac{i}{\alpha}$ este un curent constant și deci sursa acestui curent constant trebuie considerată (din punctul de vedere al rețelei «pasive») ca avînd impedanță internă infinită.

La fel, schema echivalentă transversală (fig. 4) se poate simplifica sub forma unui simplu circuit ca în figura 7.

Pentru mașina sincronă izotropă care are radial aceleași reluctanțe magnetice (și deci $X_s + X_{ad} = X_s + X_{aq}$), atît schema echivalentă din figura 5, cît și cea din figura 6 *b* permit studiul comod al comportării exterioare a mașinii dacă se

cunoaște reactanța sincronă $X_d = X_s + X_{ad}$, curentul de excitație raportat $\frac{i}{\alpha}$ și condițiile externe de funcționare.

Din funcționarea în gol a mașinii (fig. 6 *a*) se determină $E = f\left(\frac{i}{\alpha}\right) = \frac{X_{ad}}{\alpha} \cdot i$ (caracteristica de mers în gol), iar din încercarea la scurtcircuit simetric ($U = 0$) se determină reactanța sincronă $X_d = X_s + X_a = \frac{E}{I}$.

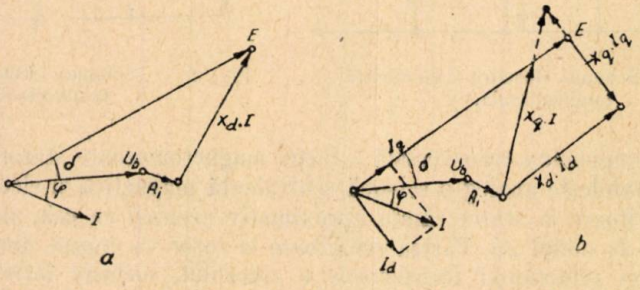


Fig. 8. — Diagramele vectoriale ale generatorilor sincroni nesaturați.

Pentru mașina sincronă anizotropă, așa cum este cea cu poli aparenți care are două axe de simetrie magnetică, longitudinală și transversală, este necesară în plus cunoașterea reactanței transversale determinată prin metoda alunecării $\left(X_q = \frac{U_{\min}}{I_{\max}}\right)$ sau printr-o metodă indirectă cu ajutorul galvanometrului balistic [3] și [4].

Cu acestea, luînd în considerare și rezistența statorului R, se construiesc ușor diagramele vectoriale cunoscute, ca în figura 8 *a* și 8 *b*.

3. Funcționarea saturată și schemele echivalente simplificate

Reactanțele X_j (jug stator), X_D (dinți) și X_{pj} (poli și jug rotor) reprezintă elemente neliniare ale schemei echivalente fiind funcții de fluxurile magnetice și deci de tensiunile aplicate din schema electrică. Redăm în figura 9 [5] forma curbelor de variație a tensiunii (sau fluxului) funcție de curent (sau forța magnetomotoare) pentru reactanțele neliniare ale schemei din figura 3.

În funcționarea cu sarcină reactiv inductivă ($\cos \varphi = 0$), la tensiune U și curent I, ținînd seama de schema electrică echivalentă (fig. 3) vom avea:

$$\left.\begin{aligned}
&E_j - U = X_{s_1} \cdot I \text{ căderea de tensiune în reactanța de scăpări a capetelor de bobine,}\\
&E_D - E_j = X_{s_2} \cdot (I + I_j) \text{ căderea de tensiune în reactanța de scăpări a crestăturii,}\\
&E_{ad} - E_D = X_{s_3}\,(I + I_j + I_D) \text{ căderea de tensiune în reactanța de scăpări la capetele dinților,}\\
&E_p - E_{ad} = X_{r_2}\,(I + I_j + I_D + I_a) = X_{r_2}\left(\frac{i}{\alpha} - I_p\right) \text{ căderea de tensiune în reactanța de scăpări } X_{r_2} \text{ a rotorului.}
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

Pentru o sarcină oarecare (cos $\varphi \neq 0$), relațiile anterioare se scriu vectorial (geometric) și permit determinarea precisă a stării de funcționare a mașinii cu poli înglobați (izotropă) dacă se cunosc valorile reactanțelor schemei echivalente precum și curbele caracteristice ale elementelor neliniare. Acestea nu se pot însă determina

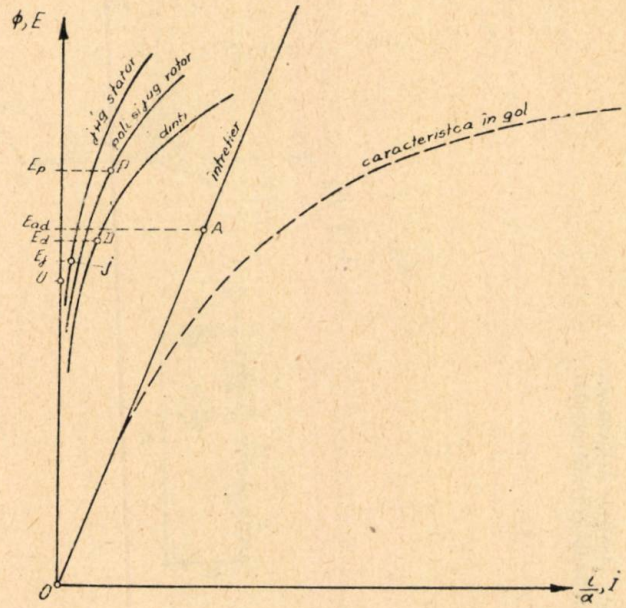


Fig. 9. — Curbele caracteristice ale elementelor neliniare.

ușor experimental sau precis prin calcul. De aceea se fac anumite ipoteze simplificatoare.

Astfel o ipoteză în general acceptată, deoarece conduce la erori neglijabile, este aceea că saturația jugului statoric și a dinților depinde de fluxul rezultant în întrefier. În acest caz, reactanțele X_j (jug stator), X_D (dinți) și X_a (întrefier) se compun în paralel încît schemele echivalente din figura 3 și figura 4 se simplifică sub forma indicată mai jos (fig. 10 *a* și 10 *b*).

Pentru mașina sincronă izotropă sînt necesare în acest caz numai două curbe caracteristice de variație ale elementelor neliniare X_{ad} și X_p (fig. 11).

Conform schemei echivalente din figura 12 *a*, rezultă diagrama vectorială a forțelor electromotoare, curenților și forțelor magnetomotoare, corespunzătoare din figura 12 *b*.

Pentru tensiune la borne U, curent I și defazaj φ cunoscute se construiește vectorul $\bar{E}_a = \bar{U} + R\bar{I} + jX_s \cdot \bar{I}$.

Rezultă conform caracteristicii referitoare la stator (fig. 9) curentul $\bar{I}_a$. Scriind legea I-a Kirchoff pentru nodul A din schema electrică echivalentă, construim vectorul $\bar{I}_r = \bar{I} + \bar{I}_a$.

Acesta determină direcția longitudinală a axei unui pol al rotorului mașinii și deci unghiul cuplului (sau al «puterii») δ_0.

Forța electromotoare $\bar{E}_p = \bar{E}_a + j \cdot X_r \cdot \bar{I}_r$ determină curentul I_p.

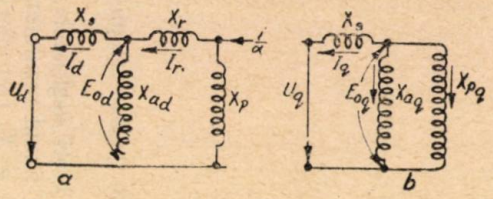


Fig. 10. — Schemele electrice echivalente simplificate (longitudinală și transversală).

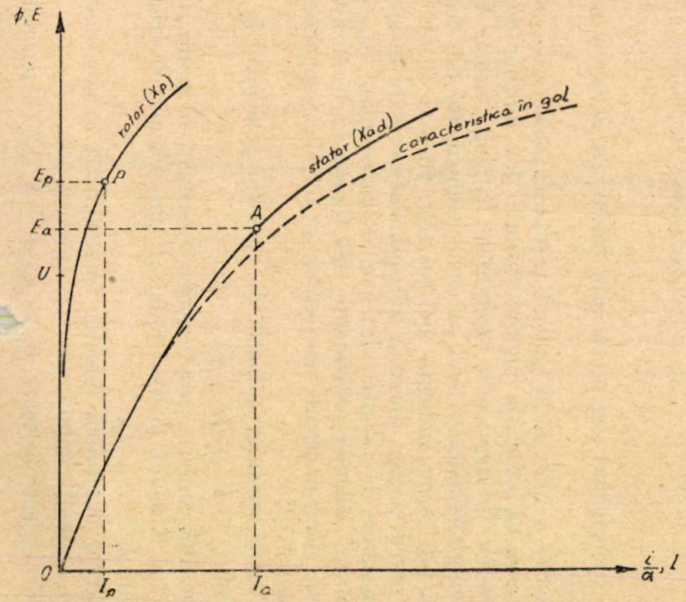
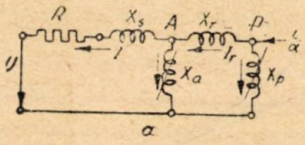


Fig. 11. — Caracteristicile elementelor neliniare în ipoteza simplificatoare.



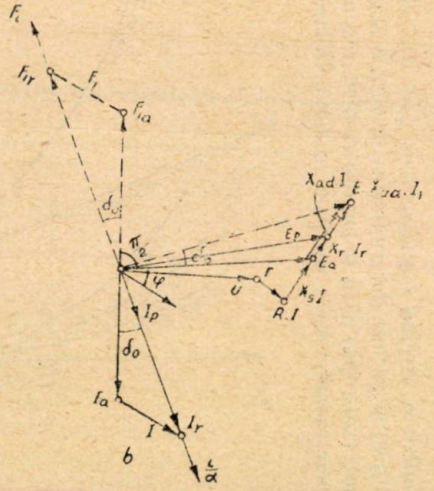


Fig. 12. — *a*, schema electrică echivalentă simplificată a mașinii sincrone izotropă; *b*, diagrama vectorială a mașinii sincrone izotropă.

Acesta se însumează algebric la I_r spre a se obține curentul de excitație raportat $\frac{i}{\alpha} = I_r + I_p$.

Forța electromotoare din « spatele » reactanței sincrone E se obține ca vector normal direcției lui I_r însumînd $\bar{E}_a + j.\bar{I}.X_a$.

Triunghiului $\bar{I}_r = \bar{I}_a + \bar{I}$ îi corespunde asemenea $jX_a\bar{I}_r = jX_a\bar{I}_a + jX_a\bar{I}$. Deoarece $jX_a\bar{I}_a = \bar{E}_a$ și $jX_a\bar{I} = \bar{E} - \bar{E}_a$, rezultă că $\bar{E} = jX_a\bar{I}_r$.

Pentru mașina sincronă cu poli aparenți, partea schemei echivalente referitoare la stator rămîne aceeași ca la mașina izotropă, reactanța X_{ad} fiind determinată de fluxul rezultant în întrefier sau de f.e.m. corespunzătoare, după caracteristica din figura 11; pentru partea schemei referitoare la rotor se admite de obicei că saturația polului este determinată numai de componenta longitudinală a fluxului.

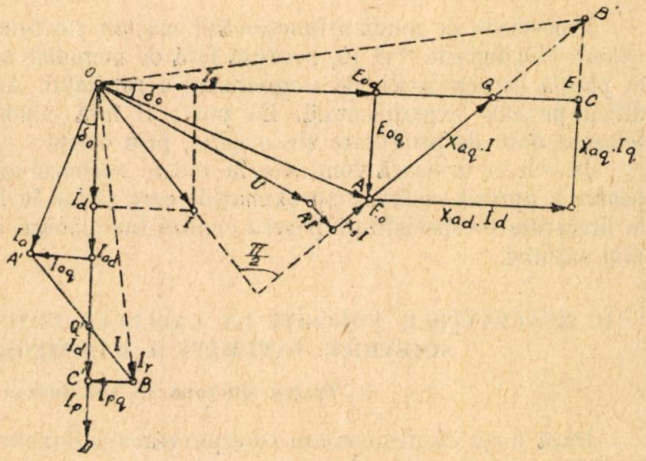


Fig. 13. — Diagrama vectorială a mașinii sincrone cu poli aparenți.

Reactanța sincronă transversală se presupune de obicei constantă. Experiențele au arătat că dacă se dorește determinarea mai exactă a unghiului puterii, este necesar să se ia în considerare și saturația reactanței transversale [4],

Conform schemelor din figura 8 *a* și 8 *b* rezultă în consecință următorul procedeu:

Ca și pentru mașina cu poli îngropați se determină forța electromotoare în spatele reactanței de scăpări $\bar{E}_a = \bar{U} + \bar{R}I + jX_s\bar{I}$. Aceasta determină din curba caracteristică referitoare la stator (fig. 9) curentul I_a și deci reactanța saturată X_{ad}. Admițînd X_{pq} cunoscut (aproximativ constant), rezultă valoarea saturată a reactanței sincrone transversale

$$X_s + \frac{X_{ad}\,X_{pq}}{X_{ad}+X_{pq}} = X_s + \frac{X_{pq}}{1+\frac{X_{pq}}{X_{ad}}}$$

Cu acestea se poate construi diagrama vectorială a mașinii ca în figura 13.

La vectorul curent $\bar{I}_a$ se adaugă $\bar{I}$ spre a obține $\bar{I}_r = \bar{I}_a + \bar{I}$, ca și la mașina sincronă izotropă. Acesta însă nu mai determină unghiul puterii. Pentru aflarea acestuia este necesară găsirea punctului Q' în așa fel încît $\frac{A'Q'}{Q'B} = \frac{X_{pq}}{X_{ad}}$. Vectorul $\overline{OQ'}$ determină direcția axei longitudinale.

Multiplicarea vectorilor curenți prin X_{ad} și rotirea cu $\frac{\pi}{2}$ înainte va conduce la diagrama vectorială a forțelor electromotoare ca și pentru mașina izotropă.

Proporționalitatea este mai puțin evidentă pentru vectorul $\bar{E}_{oq} = jX_{aq}\bar{I}_q$ corespunzător curentului $\bar{I}_{oq}$.

Ținînd însă seama de schema echivalentă din figura 8 *b*, putem scrie,

$$I_{oq} X_{ad} = I_q \frac{X_{pq}}{X_{pq} + X_{ad}} X_{ad} = I_q X_{aq} .$$

Procedeele de analiza funcționării mașinii sincrone, conform schemelor echivalente din figurile 8 și 10, necesită față de metodele actuale curente, cunoașterea în plus a caracteristicii de magnetizare a rotorului. Aceasta se poate obține mai dificil pe cale experimentală. Ea poate fi însă cunoscută, de la proiectare sau folosind date de proiectare ale mașinii, prin calcul.

În cele ce urmează vom avea în vedere schemele echivalente anterioare numai pentru a aprecia calitativ aproximațiile care se fac în folosirea metodelor indicate în literatura de specialitate pentru analiza funcționării mașinilor sincrone în domeniul saturat.

II. REACTANȚELE FOLOSITE LA CALCULUL FUNCȚIONĂRII STAȚIONARE, SIMETRICE, SATURATE A MAȘINILOR SINCRONE

1. Mașina sincronă cu poli înglobați

Dacă forța electromotoare corespunzătoare fluxului rezultant în întrefier este în domeniul liniar al curbei caracteristice de mers în gol, reactanța sincronă este o mărime constantă utilă în calculele de predeterminare a regimului de funcționare a mașinilor sincrone. Pentru funcționarea în domeniul saturat (neliniar) al curbei caracteristice de mers în gol, se definesc în mai multe feluri reactanțele de reacție și cele sincrone, după scopul urmărit în utilizarea lor la calcul.

a. *Reactanța sincronă în funcționarea saturată* [1]

În unele manuale de specialitate se definește o reactanță saturată în vederea utilizării ei la determinarea variației tensiunii la bornele generatorului de la funcționarea în sarcină la cea în gol, pentru curent de excitație constant.

Pentru determinarea ei se folosește caracteristica de încercare în gol și caracteristica funcționării în sarcină inductivă.

Reactanța sincronă saturată, se definește aici, ca reactanța care dă o cădere de tensiune inductivă egală cu diferența dintre forța electromotoare corespunzătoare curentului de excitație din caracteristica de mers în gol și tensiunea la borne din funcționarea inductivă (fig. 14 *a* și 14 *b*).

Se neglijează valoarea rezistenței, de altfel foarte mică pentru mașini de mare putere.

De obicei caracteristicile în sarcina inductivă se determină pentru curentul nominal I_n iar dacă se consideră valoarea tensiunii nominale U_n, avem relația (2).

$$X_d = \frac{E - U_n}{I_n} = \frac{A_c}{I_n} \qquad (2)$$

sau în unități relative

$$X_d = \frac{E - U_n}{I_n \frac{U_n}{I_n}} = \frac{E - U_n}{U_n} = \frac{A_c}{U_n}.$$

Autorii nu specifică și dealtfel nu vedem care ar fi utilitatea unei astfel de reactanțe în afara determinării variației de tensiune. Dar această utilizare nu este

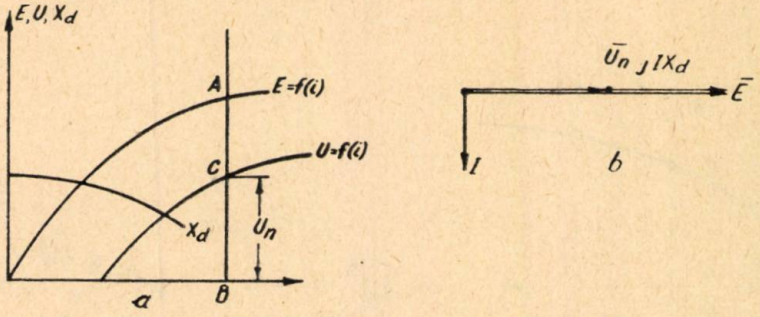


Fig. 14. — *a*, determinarea valorii saturate pentru *xd*; *b*, diagrama f.e.m. pentru cos $\varphi = 0$.

necesară deoarece caracteristica de mers în gol ne oferă oricînd o astfel de variație de tensiune. De fapt, ea nici nu corespunde condițiilor reale de saturație în funcționarea mașinii, reluctanța circuitului magnetic fiind determinată mai corect de fluxul rezultant în întrefier și deci de f.e.m. $\overline{E}_0 \simeq \overline{U} + jX_s \overline{I}$.

Această reactanță nu va putea fi utilizată în construirea diagramei vectoriale a f.e.m., dacă dorim ca f.e.m. E să determine și unghiul δ intern al mașinii sincrone, util în studiul stabilității statice.

b. *Reactanța echivalentă pentru anumiți parametri dați ai funcționării mașinii sincrone*

Vom trasa ca în figura 15 *a*, 15 *b* și 15 *c* caracteristica de mers în gol și diagramele vectoriale ale curenților și forțelor electromotoare.

Dacă vom considera rezistența și reactanța de scăpări a indusului exterioare mașinii, în reprezentarea vectorială, pentru orice funcționare saturată sau nesaturată, diagramei vectoriale a curenților (fig. 15 *b*) îi corespunde asemenea diagrama vectorială $K\overline{E}_0$, $jX_a\overline{I}$, $\overline{E}$, (fig. 15 *c*) în care E este f.e.m. dacă circuitul magnetic nu s-ar satura, iar K este factorul de saturație definit ca în figura 15 *a*. Asemănarea diagramelor vectoriale (fig. 15 *b* și 15 *c*) rezultă în mod necesar din asemănarea triunghiurilor O, i_0, KE_0 și O, i, E (fig. 15 *a*) și din paralelismul vectorilor $j\alpha\ \overline{I}$ și $jX_a\overline{I}$ (fig. 15 *b* și 15 *c*).

Fizic, aceasta înseamnă proporționalitate între fluxuri și forțe magnetomotoare, deci posibilitatea suprapunerii efectelor.

Cum KE_0 nu corespunde unei realități fizice căci mașina funcționează saturat va trebui să construim o diagramă vectorială a f.e.m., în care să intervină E_0, f.e.m. corespunzătoare fluxului rezultant care determină condițiile de saturație

ale mașinii. Deci, din extremitatea lui E_0 (fig. 15 *c*) vom duce un vector, perpendicular pe vectorul curent, care va trebui să reprezinte căderea de tensiune în reactanța echivalentă reacției indusului. Direcția sa este deci bine determinată. Valoarea sa este însă arbitrară. Dacă ne vom opri cu extremitatea acestui vector pe direcția f.e.m., vom determina ca rezultantă pe direcția lui E un vector E_2. Din asemănarea triunghiului nou al f.e.m., cu vechiul triunghi O, KE_0, E rezultă vectorul căderii de tensiune echivalent reacției indusului redus față de $jX_a\bar{I}$ în

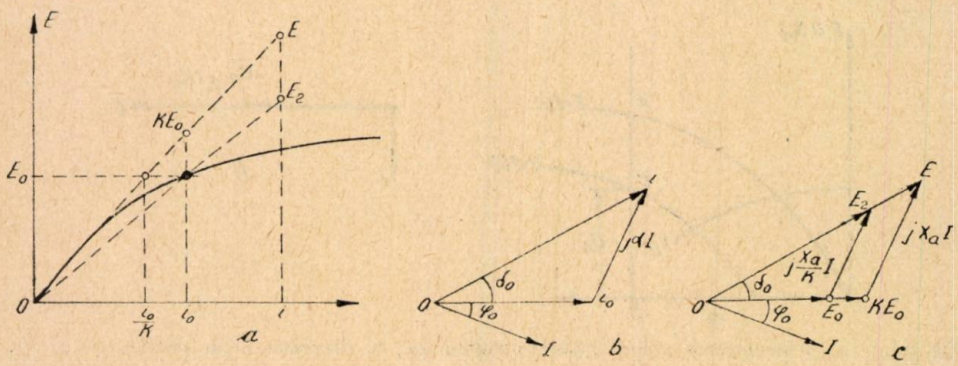


Fig. 15. — *a*, caracteristica de mers în gol și f.e.m. echivalentă; *b*, diagrama f.m.m.; *c*, diagrama f.e.m. — echivalente.

raportul K. Reactanța echivalentă rezultată din această construcție, va fi deci

$$X_{aeq} = \frac{X_a}{K}. \tag{3}$$

La fel avem $E_2 = \frac{E}{K}$. În aceste condiții f.e.m. ne va da unghiul δ_0 format de vectorul curent de excitație $\bar{i}$, cu fluxul rezultant $\bar{\Phi}_0$ unghi util în studiul stabilității statice [6], [7] și [8]. Am determinat deci această reactanță echivalentă tocmai în scopul obținerii lui δ_0.

Vectorul E_2 nu este lipsit de interpretare fizică. Din figura 15 *a* se observă că E_2 ar fi f.e.m. de mers în gol corespunzătoare reluctanței circuitului magnetic dată de fluxul rezultant Φ_0 corespunzător lui E_0.

Reactanța echivalentă $X_{aeq} = \frac{X_a}{K}$ se reduce față de cea nesaturată în raportul K, corespunzător creșterii reluctanței mașinii [9]. Ea depinde însă de f.e.m. E_0 ceea ce constituie o dificultate în predeterminarea funcționării mașinii, dacă nu se dă, sau nu se poate calcula direct E_0. Se impune atunci o metodă de tatonări (aproximații succesive).

În considerațiile anterioare se presupune că fluxul rezultant în întrefier determină starea de saturație a mașinii. Aceasta este adevărat numai dacă se pot neglija scăpările rotorice ($X_r = 0$ în schema echivalentă din figura 12 *a* sau dacă reluctanța polului și jugului rotoric este neglijabilă în raport cu cea a întrefierului ($X_p = \infty$). Reactanța echivalentă se poate stabili în aceste condiții cu mai multă ușurință folosind schema echivalentă din figura 12 *a*.

O aproximație mai bună se obține dacă se admite (ipoteza Potier) că forța electromotoare în spatele reactanței Potier determină condițiile de saturație ale mașinii. Se folosește atunci în locul reactanței de scăpări reactanța Potier mai mare cu circa 20 %.

c. *Reactanța mașinii sincrone echivalentă la variații mici*

Mașina sincronă saturată poate corespunde unei mașini sincrone nesaturate, pentru variații mici ale parametrilor în jurul valorilor de funcționare date.

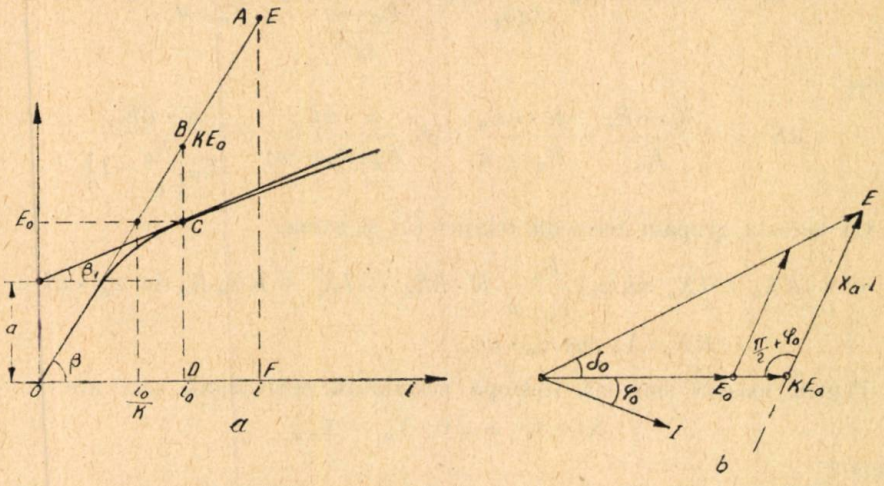


Fig. 16. — *a*, caracteristica de mers în gol și aproximarea ei prin tangentă în punctul corespunzător f.m.m. rezultante E_0 ; *b*, diagrama vectorială a f.e.m. a mașinii saturate dacă ar funcționa nesaturat.

S-a definit astfel o reactanță echivalentă a unei mașini sincrone nesaturate care să aibă același răspuns în sistemul electric în care funcționează ca și mașina saturată, pentru variații mici ale parametrilor ce determină condițiile exterioare de funcționare [10].

Să considerăm ca în figura 16 *a* și 16 *b* caracteristica de mers în gol și diagrama vectorială a f.e.m., pentru mașina saturată.

S-a notat prin K factorul de saturație care exprimă raportul între f.e.m. rezultantă BD în absența saturației și f.e.m. reală $E_0 = CD$ pentru același curent de excitație i, curent indus I și unghi δ_0. Cu aproximație suficientă avem

$$K = 1 + \frac{\text{f.m.m. a fierului}}{\text{f.m.m. a întrefierului}} .$$

Corespunzător diagramei vectoriale din figura 16 *b* putem scrie

$$E^2 = (KE_0)^2 + (X_a I)^2 + 2X_a IKE_0 \sin \varphi_0. \tag{4}$$

Dacă vom avea curentul de excitație constant $i = \text{const.}$, rezultă implicit $E = \text{const.}$ și fiindcă factorul de saturație depinde de E_0 diferențiind relația (4) obținem

$$\begin{aligned} 0 = {} & 2KE_0 (K \cdot dE_0 + E_0 \cdot dK) + 2X_a^2 I \cdot dI + 2X_a IKE_0 \cos \varphi_0 \cdot d\varphi_0 + \\ & + 2IX_a K \sin \varphi_0 \cdot dE_0 + 2IX_a E_0 \sin \varphi_0 \cdot dK + 2X_a KE_0 \sin \varphi_0 \cdot dI . \end{aligned} \tag{5}$$

Deoarece $KE_0 = i_0 tg\,\beta$ și $E_0 = a + i_0 \cdot tg\beta$ eliminăm i_0 spre a obține

$$KE_0 = \frac{E_0 - a}{\operatorname{tg}\beta_1} \operatorname{tg}\beta.$$

Diferențiind, avem

$$E_0 \cdot \mathrm{d}K + K \cdot \mathrm{d}E_0 = \frac{\operatorname{tg}\beta}{\operatorname{tg}\beta_1}\mathrm{d}E_0 = \frac{\frac{KE_0}{i_0}}{\frac{E_0 - a}{i_0}}\mathrm{d}E_0 = \frac{KE_0}{E_0 - a}\mathrm{d}E_0$$

și deci

$$\mathrm{d}K = -\frac{K \cdot \mathrm{d}E_0}{E_0} + \frac{K \cdot \mathrm{d}E_0}{E_0 - a} = K\frac{a \cdot \mathrm{d}E_0}{E_0(E_0 - a)} = \frac{K \cdot \mathrm{d}E_0}{E_0\left(\frac{E_0}{a} - 1\right)}.$$

Cu aceasta grupăm termenii relației (5) și avem,

$$0 = (KE_0 + IX_a \sin\varphi_0)\frac{E_0}{E_0 - a} K \cdot \mathrm{d}E_0 + (IX_a^2 + KE_0 X_a \sin\varphi_0) \cdot \mathrm{d}I + \\ + KE_0 IX_a \cos\varphi_0 \cdot \mathrm{d}\varphi_0 \qquad (6)$$

Pentru mașina sincronă izotropă nesaturată echivalentă care are

$$K = 1,\quad a = 0,\quad X_a = X_{a\,q}$$

obținem:

$$0 = (E_0 + IX_{aeq}\sin\varphi_0) \cdot \mathrm{d}E_0 + (IX_{aeq}^2 + E_0 X_{aeq}\sin\varphi_0) \cdot \mathrm{d}I + E_0 IX_{aeq}\cos\varphi_0 \cdot \mathrm{d}\varphi_0. \qquad (7($$

Ecuația (7) este de gradul doi în X_{aeq} și deci rezolvată dă o expresie complicată pentru X_{aeq}.

Rezultate mai simple se vor obține în cîteva cazuri particulare.

Pentru $\cos\varphi_0 = 1$, $\sin\varphi_0 = \mathrm{d}\varphi_0 = 0$, din (7) se obține

$$X_{aeq} = \sqrt{-\frac{E_0 \cdot \mathrm{d}E_0}{I \cdot \mathrm{d}I}}.$$

În aceleași condiții, din ecuația (6) avem:

$$\sqrt{-\frac{E_0 \cdot \mathrm{d}E_0}{I \cdot \mathrm{d}I}} = \frac{X_a}{K\sqrt{\frac{E_0}{E_0 - a}}} = X_{aeq}. \qquad (8)$$

Această expresie a reactanței echivalente este importantă nedepinzînd de sistemul la care este conectată mașina sincronă. Ea corespunde funcționării la factor de putere bun și se utilizează în studiul stabilității statice după criteriul anulării puterii sincronizante.

S-a arătat [10] că puterea sincronizantă $\frac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\delta}$ se anulează simultan cu cea calculată cu ajutorul reactanței echivalente (8) (căreia îi corespunde un δ_{eq}) adică $\frac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\delta_{eq}}$.

Fiind o reactanță echivalentă de comportare locală (la variații infinitezimale) ea nu poate fi utilizată în predeterminarea funcționării mașinii.

Dacă mașina funcționează conectată la un sistem de bare infinit și dacă reactanța de scăpări este neglijabilă încît să se poată presupune $E_0 = \text{const.}$, se obține

$$X_{aeq} = \frac{X_a}{K}. \tag{9}$$

Această reactanță este constantă nedepinzînd de sistem și corespunzînd unei f.e.m. rezultante E_0 și deci unui flux rezultant Φ_0 constant, adică reluctanță a circuitului magnetic constantă.

Pentru factor de putere, $\cos \varphi = 0$, se obține

$$X_{aeq} = \frac{X_a}{K\dfrac{E_0}{E_0 - a}}. \tag{10}$$

Aceasta corespunde funcționării în gol, sau în sarcină inductivă sau capacitivă (cazul compensatorilor sincroni).

Valorile obținute pentru reactanțele echivalente în cazurile particulare menționate și pentru reactanțele echivalente ale generatorului funcționînd cu factor de putere constant se determină și din încercări experimentale cu ajutorul caracteristicii Volt-amper la factor de putere constant. Acestea din urmă nu prezintă însă interes teoretic, întrucît constituie chiar cazuri de funcționare pe care dorim să le predeterminăm cu ajutorul unor parametri stabiliți din caracteristici ușor de obținut. Ele vor fi însă utile pentru verificare experimentală a rezultatelor metodei de calcul.

Reactanțele definite ca mai sus avînd valori echivalente de comportare locală nu pot fi utilizate în cazul variațiilor mari ale parametrilor de funcționare. Singura lor utilizare este la verificarea anulării puterii sincronizante deci la studiul stabilității statice.

Menționăm că, în general, aceste reactanțe echivalente nu au și o altă interpretare decît cea corespunzătoare definiției. Pentru expresiile (9) și (10), în cazuri particulare deci, ele pot avea și o altă interpretare care să permită predeterminarea funcționării mașinii.

d. *Mașina sincronă echivalentă cu parametri interni constanți în funcționarea saturată*

Reluăm caracteristica de mers în gol a mașinii sincrone. Observăm că pe un interval destul de mare al curentului rezultant i_0 putem aproxima caracteristica la o dreaptă tangentă în punctul de funcționare, ca în figura 17 *a*.

Pentru mașina saturată aceasta este echivalent ca interpretare fizică cu un flux remanent, care ar da f.e.m. de mers în gol $\bar{a}$, la care se adaugă un flux dat de forța magnetomotoare de excitație $\mathcal{F}_i$ și de cea de reacție a indusului după o caracteristică rectilinie (tangenta la curba de magnetizare). Acest flux magnetic remanent are însă nu direcția forței magnetomotoare de excitație $\mathcal{F}_i$, ci direcția fluxului rezultant Φ_0 și deci a forței magnetomotoare rezultante $\mathcal{F}_{i0}$.

Această considerație n-a fost întîlnită în literatura de specialitate și pe baza ei vom deduce un nou generator echivalent.

În figura 17 *b* am construit diagrama vectorială a f.e.m. E_0, $j\frac{X_a}{K}I$, E_2 folosind reactanța definită anterior. Fiindcă fluxului magnetic remanent de direcție Φ_0 îi corespunde f.e.m. remanentă $\bar{a}$ de direcție $\bar{E}_0$, f.m.m. de excitație $\mathcal{F}_i$ îi va corespunde o f.e.m. E' determinată de tangenta la curba de mers în gol în punctul E_0 (fig. 17 *a*). Această f.e.m. ca vector, fiind paralelă cu E_2, va intersecta direcția căderii inductive de tensiune corespunzătoare reacției indusului (fig. 17 *b*).

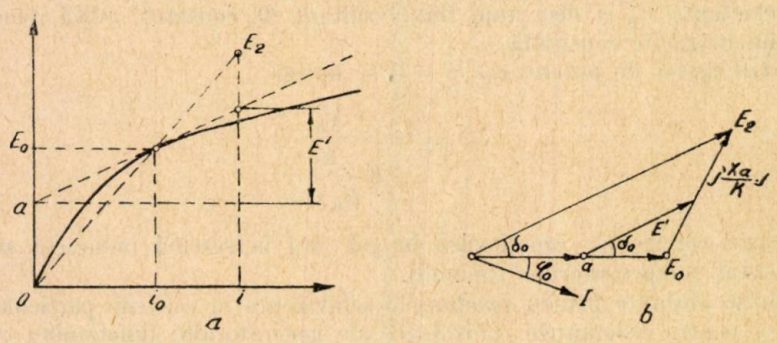


Fig. 17. — Determinarea diagramei vectoriale a f.e.m. pentru mașina sincronă saturată.

Într-adevăr, $\bar{E}_0 - \bar{a}$ și $\bar{E}'$ fiind proporționale respectiv cu $\bar{i}_0$ și $\bar{i}$ adică și cu $\bar{E}_0$ și $\bar{E}_2$ (fig. 17 *a*) și având direcțiile acestora prin construcție (fig. 17 *b*) vor determina un triunghi asemenea cu cel dat de $\bar{E}_0$, $j\frac{X_a}{K}\bar{I}$, $\bar{E}_2$ și deci un vector rezultant $\bar{E}' - (\bar{E}_0 - \bar{a})$ pe direcția lui $j\frac{X_a}{K}.\bar{I}$ de modul

$$\left|\bar{E}' - (\bar{E}_0 - \bar{a})\right| = \frac{X_a I}{K\frac{E_2}{E'}} = X_{aeq}\, I.$$

În consecință, reactanța echivalentă a acestui generator echivalent este

$$X_{aeq} = \frac{X_a}{K\frac{E_2}{E'}} = \frac{X_a}{\frac{E}{E'}}, \tag{11}$$

căci $KE_2 = E$ (fig. 15 *a*).

Spre deosebire de celelalte, această reactanță echivalentă nu depinde de E_0, iar $\frac{E}{E'}$ fiind o constantă independentă de curentul i de excitație, reactanța echivalentă astfel definită este o mărime constantă pentru funcționarea generatorului în domeniul în care E_0 poate fi considerat ca variind după tangenta la caracteristica de mers în gol.

2. Mașina sincronă cu poli aparenți

La mașina sincronă cu poli aparenți în domeniul liniar al relațiilor dintre forțele magnetomotoare și cele electromotoare, reacțiunea indusului intervine prin cele două componente, longitudinală și transversală, corespunzătoare celor două axe de simetrie magnetică.

Conform teoriei celor două reacțiuni, fiecare componentă a f.m.m. produce fluxul său magnetic independent și deci vom avea două reactanțe echivalente de reacție, longitudinală și transversală. Aceste reactanțe vor trebui alese astfel, încît dacă ar fi străbătute de componentele respective ale curentului indus să producă niște căderi de tensiune inductivă longitudinală și transversală, care adunate geometric la vectorul reprezentativ al f.e.m. rezultante din întrefier să ne dea f.e.m. corespunzătoare fluxului inductor.

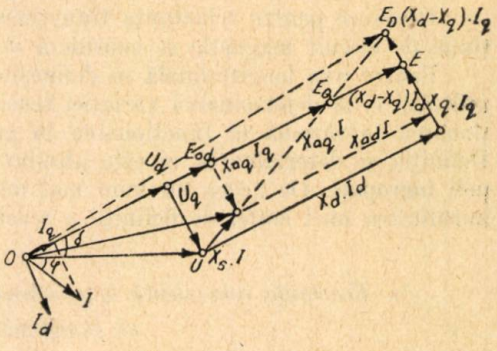


Fig. 18. — Diagrama vectorială a f.e.m. pentru mașina sincronă cu poli aparenți funcționînd ca generator.

Valorile diferite ale celor două reluctanțe conduc la diagrame vectoriale ale f.m.m. și f.e.m. care nu vor mai fi asemenea, la care deci vectorii corespunzători nu mai sînt proporționali. Proporționalitatea va exista însă pentru vectorii corespunzători celor două direcții principale. Astfel, pentru direcția longitudinală avem relațiile proporționale

$$i_{0d} = i - \alpha I_d,$$
$$E_{0d} = E - X_{ad} I_d. \tag{12}$$

și în mod analog pentru direcția transversală

$$i_{0q} = -\alpha I_q,$$
$$E_{0q} = -X_{aq} I_q. \tag{13}$$

Dacă vom introduce în ecuații tensiunea la bornele mașinii U, vom neglija rezistența indusului și vom ține seama numai de reactanțele de scăpări, obținem ecuațiile

$$U_d = E - X_{ad} I_d - X_s I_d = E - X_d I_d = X_d \left(\frac{E}{X_d} - I_d \right),$$
$$U_q = -X_{aq} I_q - X_s I_q = -X_q I_q . \tag{14}$$

S-a notat prin $X_d = X_{ad} + X_s$ reactanța sincronă longitudinală, iar prin $X_q = X_{aq} + X_s$ reactanța sincronă transversală.

Deoarece $\dfrac{E}{X_d}$ este chiar curentul de scurtcircuit trifazat I_{sc3} se poate scrie în notație matricială

$$\begin{vmatrix} U_d \\ U_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} X_d & 0 \\ 0 & X_q \end{vmatrix} \begin{vmatrix} I_{sc3} - I_d \\ -I_q \end{vmatrix}. \tag{15}$$

Diagrama vectorială a f.e.m. corespunzătoare este cea din figura 18.

Observăm că o mașină sincronă cu poli aparenți este echivalentă pentru o anumită funcționare cu una cu poli îngropați de reactanță sincronă X_q și f.e.m. internă E_Q. Spre deosebire de aceasta la care pentru curent de excitație constant f.e.m. internă este constantă, aici E_Q este variabilă cu sarcina mașinii. Constantă rămîne însă în acest caz f.e.m. E și de aceea este comod să se utilizeze aceasta în expresia puterilor mașinii.

a. *Reactanța sincronă longitudinală în funcționarea saturată*

Deoarece pentru reluctanța transversală aerul are un rol determinant ca porțiune de circuit magnetic se consideră deobicei reactanța transversală constantă. Pentru axa longitudinală se definește uneori o reactanță saturată în vederea utilizării ei la determinarea variației tensiunii la bornele generatorului de la funcționarea în sarcină la funcționarea în gol, pentru curent de excitație constant. Definiția și determinarea ei este absolut analogă ca pentru mașina sincronă cu poli îngropați. De aceea nu vom mai insista asupra ei decît pentru a menționa inutilitatea unei astfel de definiții a reactanței.

b. *Reactanța echivalentă longitudinală pentru anumiți parametri dați ai funcționării mașinii*

Pentru funcționări în domeniul valorilor normale se consideră deobicei reactanța transversală constantă, iar cea longitudinală ca depinzînd numai de f.e.m. longitudinală rezultantă E_{0d}. Reactanța longitudinală de reacție, în funcționarea saturată este astfel determinată de coeficientul de saturație K ce rezultă din caracteristica de mers în gol ca și în cazul mașinii cu poli îngropați [7].

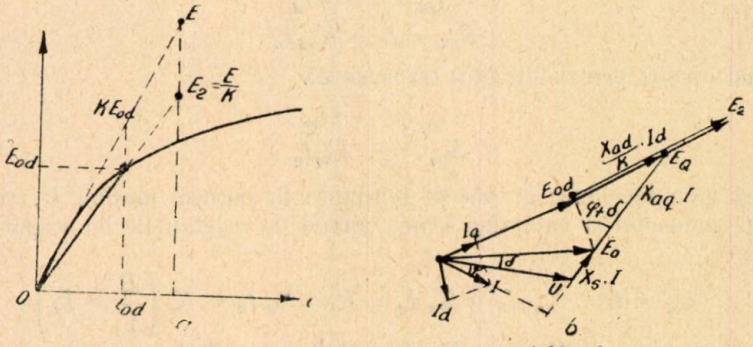


Fig. 19. — *a*, determinarea coeficientului K; *b*, diagrama vectorială a f.e.m. pentru generatorul saturat longitudinal.

Fiindcă în funcționarea saturată, f.e.m. $E_2 = \dfrac{E}{K}$ este variabilă ca și reactanța longitudinală echivalentă $X_{adeq} = \dfrac{X_{ad}}{K}$ utilizarea ei în calcul este comodă numai în cazul cunoașterii tensiunii la borne și a sarcinii mașinii. În acest caz se determină vectorii

$$\bar{E}_0 = \bar{U} + jX_s\bar{I} \text{ și } \bar{E}_Q = \bar{U} + jX_q\bar{I}$$

$\bar{E}_Q$ având direcția lui $\bar{E}_2$, se poate afla E_{0d} (proiecția lui E_0 pe direcția lui E_Q), care determină din caracteristica de mers în gol coeficientul K. Rezultă în consecință $E_2 = E_{0d} + \frac{X_{ad}}{K} I_d$ și deci curentul de excitație corespunzător.

Observăm că introducerea noțiunii de reactanță echivalentă saturată și deci f.e.m. saturată nu este absolut necesară în acest scop. Într-adevăr, după determinarea direcției lui E_{0d} am putea determina curentul de excitație i, făcînd însumarea $i_{0d} + \alpha I_d$.

Utilizarea reactanței saturate este justificată numai de obișnuința de a folosi reactanțe în calcul.

c. *Reactanța mașinii sincrone echivalentă la variații mici*

Ca și în cazul mașinii cu poli netezi, mașinii sincrone saturate cu poli aparenți îi corespunde o mașină nesaturată echivalentă la variații mici ale parametrilor de funcționare. S-au definit astfel două reactanțe echivalente ale unei mașini nesaturate care să aibă același răspuns în sistemul electric în care funcționează, ca și mașina saturată, pentru variații mici ale parametrilor ce determină condițiile exterioare de funcționare [10].

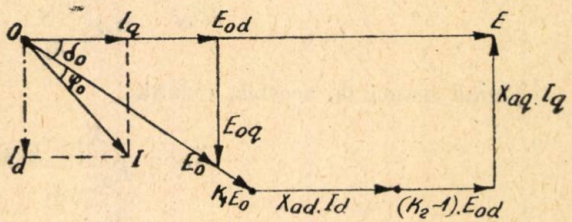


Fig. 20. — Diagrama vectorială a generatorului sincron saturat.

Pe baza diagramei vectoriale din figura 20, în care K_1 este factorul de saturație, datorit statorului, al f.e.m. rezultante E_0 din întrefier, iar K_2 factorul de saturație, datorit rotorului, al componentei longitudinale E_{0d} a f.e.m. rezultante în întrefier, se scriu ecuațiile

$$\begin{aligned} E &= (K_1 + K_2 - 1)\, E_{0d} + X_{ad} I_d, \\ 0 &= K_1 E_{0q} + X_{aq} I_q. \end{aligned} \tag{16}$$

Pentru variații mici ale regimului de funcționare, la curent de excitație constant, diferențiind avem

$$\begin{aligned} \mathrm{d}E = 0 &= \left(K_1 + K_2 - 1 + E_{0d} \frac{\partial K_2}{\partial E_{0d}} \right) . \mathrm{d}E_{0d} + E_{0d} \frac{\partial K_1}{\partial E_0} . \mathrm{d}E_0 + X_{ad} . \mathrm{d}I_d \\ 0 &= - K_1 . \mathrm{d}E_{0q} - E_{0q} \frac{\partial K_1}{\partial E_0} . \mathrm{d}E_0 + X_{aq} . \mathrm{d}I_q. \end{aligned} \tag{17}$$

Pentru o mașină sincronă nesaturată ($K_1 = K_2 = 1$), ecuațiile devin

$$\begin{aligned} 0 &= \mathrm{d}E_{0d} + X_{ad} . \mathrm{d}I_d, \\ 0 &= - \mathrm{d}E_{0q} + X_{aq} . \mathrm{d}I_q. \end{aligned}$$

Rezultă pentru mașina sincronă echivalentă drept reactanțe

$$X_{adeq} = - \frac{\mathrm{d}E_{0d}}{\mathrm{d}I_d},$$

$$X_{aqeq} = \frac{\mathrm{d}E_{0q}}{\mathrm{d}I_q}.$$

Aplicînd aceste relații de definiție ecuațiilor (17) și ținînd seama de relațiile evidente $E_{cd} = E_0 \cos \delta_0$, $E_{0q} = E_0 \sin \delta_0$ se obține expresia

$$X_{adeq} = \frac{X_{ad} + E_0^2 \sin \delta_0 \dfrac{\partial K_1}{\partial E_0} \dfrac{\mathrm{d}\delta_0}{\mathrm{d}I_d}}{K_1 + K_2 - 1 + E_{0d} \dfrac{\partial K_2}{\partial E_{0d}} + E_0 \dfrac{\partial K_1}{\partial E_0}}. \tag{18}$$

Ca și în cazul mașinii cu poli îngropați (fig. 16 *a* și ecuațiile (5) și (6)), avem

$$\frac{\partial K_1}{\partial E_0} = \frac{K_1}{E_0 \left(\dfrac{E_0}{a_1} - 1 \right)}$$

și

$$\frac{\partial K_2}{\partial E_{0d}} = \frac{K_2}{E_{0d} \left(\dfrac{E_{0d}}{a_2} - 1 \right)}.$$

Ținînd seama de acestea, rezultă

$$X_{adeq} = \frac{X_{ad} + \dfrac{K_1}{\dfrac{E_0}{a_1} - 1} E_0 \sin \delta_0 \cdot \dfrac{\mathrm{d}\delta_0}{\mathrm{d}I_d}}{\dfrac{K_1 E_0}{E_0 - a_1} + K_2 \dfrac{E_{0d}}{E_{0d} - a_2} - 1},$$

$$X_{aqeq} = \frac{X_{aq} + \dfrac{K_1}{\dfrac{E_0}{a_1} - 1} E_0 \cos \delta_0 \dfrac{\mathrm{d}\delta_0}{\mathrm{d}I_d}}{K_1 \left(1 + \dfrac{a_1}{E_0 - a_1} \right)}. \tag{19}$$

Aceste expresii ale reactanțelor de reacție echivalente sînt în general complicate depinzînd totodată de sistemul la care se află conectat generatorul.

Ele au o utilitate restrînsă deoarece oferă rezultate corecte numai în cazuri limită. Astfel, limita puterii sincronizante $\dfrac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\delta} = 0$ are loc simultan cu cea calculată utilizînd reactanțe echivalente $\dfrac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\delta_{eq}} = 0$.

Folosirea lor se poate face comod în cazuri particulare de funcționare.

Dacă mașina este conectată la un sistem de bare infinit și dacă reactanța de scăpări este neglijabilă, se poate presupune $\mathrm{d}E_0 = 0$ și în acest caz

$$X_{adeq} = \frac{X_{ad}}{K_1 + K_2 \dfrac{E_{0d}}{E_{0d} - a_2} - 1}. \tag{20}$$

În cazul compensatorilor sincroni $\delta_0 \simeq 0$ și $d\delta_0 \simeq 0$ încît

$$X_{ad\,eq} = \frac{X_{ad}}{K_1 \frac{E_0}{E_0 - a_1} + K_2 \frac{E_{0d}}{E_{0d} - a_2} - 1}. \tag{21}$$

O valoare intermediară a condițiilor $dE_0 = 0$ și $d\delta_0 = 0$ este următoarea:

$$X_{ad\,eq} = \frac{X_{ad}}{K_1 \frac{E_0}{2(E_0 - a_1)} + K_2 \frac{E_{0d}}{E_{0d} - a_2} - 1}. \tag{22}$$

Ca și în cazul mașinilor sincrone cu poli netezi, aceste reactanțe echivalente au valori de comportare locală putînd fi utilizate numai pentru verificarea limitei stabilității statice.

d. *Mașina sincronă cu poli îngropați echivalentă celei cu poli aparenți* [7]

În diagrama vectorială a f.e.m. pentru generatorul saturat longitudinal (fig. 19 *b*) se observă că unghiul intern poate fi determinat și de f.e.m. E_Q. Aceasta este o f.e.m. fictivă, variabilă a unei mașini cu poli îngropați cu reactanța echivalentă de reacție X_{aq} și deci sincronă X_q.

Deoarece în funcționarea saturată E_2 nu este constantă, este mai comodă uneori utilizarea mașinii echivalente cu poli îngropați.

După cum se obervă în figura 19 *b*, avem

$$E_Q = E_{0d} + I_d X_{aq}.$$

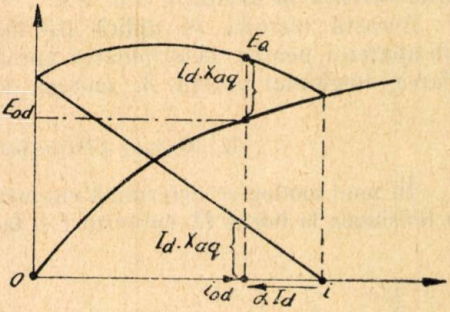


Fig. 21. — Determinarea grafică $E_a = f(i - \alpha I_d)$.

Dar $E_{0d} = f(i_{0d}) = f(i - \alpha I_d)$ după caracteristica de mers în gol. Deci $E_q = f(i - \alpha I_d) + I_d X_{aq}$.

Pentru curent de excitație dat, f.e.m. echivalentă E_Q este funcție numai de componenta longitudinală I_d.

Această dependență se poate stabili grafic [7], ca în figura 21.

Pentru diferiți I_d la ordonatele caracteristicii de mers în gol se adaugă segmente $I_d \cdot X_{aq}$ spre a obține $E_Q = f(i_d)$ la i dat.

III. PREDETERMINAREA FUNCȚIONĂRII GENERATORULUI

1. Tensiune la borne dată

a. *Diagrama forțelor electromagnetomotoare (f.e.m.m.)* [1]

Cunoscînd caracteristica de mers în gol, reactanța de scăpări, raportul de transformare α, tensiunea la borne și curentul de sarcină, se determină curentul de excitație ca în figura 22.

La tensiunea U_n se adaugă vectorul AB, corespunzător căderii de tensiune în reactanța de scăpări, determinîndu-se astfel vectorul $OB = E_0$. Cu ajutorul caracteristicii de mers în gol, cunoscînd f.e.m. rezultantă E_0 se găsește f.m.m.

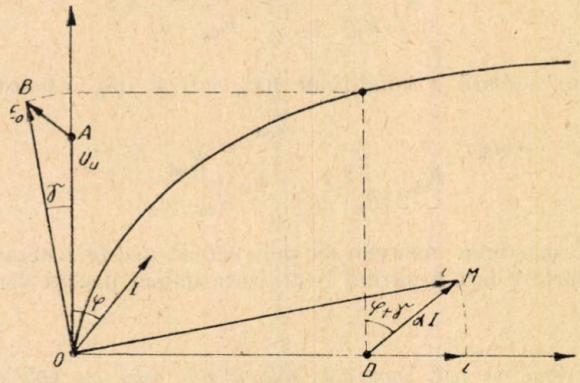


Fig. 22. — Diagrama f.e.m.

rezultantă $OD = i_0$. Pe o direcție $(\varphi + \gamma)$ cu verticala se ia $DM = \alpha I$. Se obține astfel curentul de excitație $OM = i$.

Această metodă se aplică atît mașinilor cu poli îngropați cît și celor cu poli aparenți pentru determinarea aproximativă a curentului de excitație. Pentru aflarea unghiului puterii δ, metoda este aplicabilă numai mașinilor izotrope.

b. *Metoda «triunghiului caracteristic»* [11]

În mod analog se determină curentul de excitație necesar pentru funcționarea cu tensiunea la borne U, curentul I și factorul de putere cos φ dat, dacă se cunosc

— caracteristica de mers în gol,

— curentul de excitație i_K ce corespunde curentul I de scurtcircuit trifazat,

— curentul de excitație $i_{\cos\varphi=0}$, necesar pentru a avea tensiunea la borna U și curentul I în funcționarea cu sarcină pur inductivă.

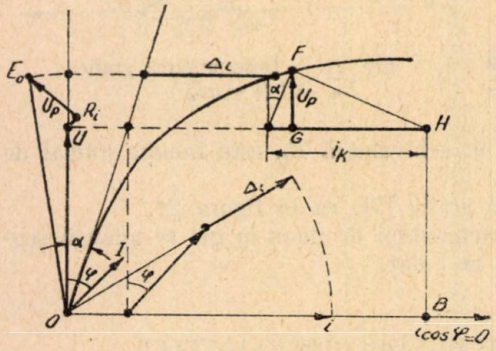


Fig. 23. — Metoda triunghiului caracteristic.

Se construiește triunghiul caracteristic HGF cunoscînd punctul H $(i_{\cos\varphi=0}, U_n)$ și segmentul i_k spre a se determina tensiunea U_p corespunzătoare reactanței de scăpări. La vectorul tensiunii la borne U, se adaugă RI și U_p în vederea obținerii f.e.m. E_0 care va determina sporul de curent Δi necesar pentru magnetizarea fierului. La curentul de excitație, pe caracteristica de mers în gol liniarizată, corespunzător tensiunii U se adaugă vectorul i_K la unghiul φ cu verticala, iar pe direcția rezultantei vectorul ΔI. Se obține astfel curentul de excitație căutat i, ca în figura 23. Mai corect, ΔI trebuie să aibă direcția curentului i_0 corespunzător f.e.m. E_0.

c. *Metoda suedeză* [11]

Cu aceleași date ca și în metoda triunghiului caracteristic se determină mai expeditiv curentul de excitație necesar unei anumite sarcini cu tensiune la borne cunoscută (fig. 24).

Pe verticala prin i_0 corespunzător din caracteristica de mers în gol, tensiunii la borne U, se ia segmentul $i_0 \cdot A = (1 \div 1{,}1)\, i_K$.

Prin punctele A și B (corespunzător curentului de excitație $i_{\cos\varphi=0}$) se duce un cerc cu centrul pe abscisă. O dreaptă trecînd prin i_0 la unghiul φ determină la intersecția cu cercul punctul H. Dacă rezistența indusului este importantă, se adaugă segmentul $HR = NM$. Dreapta OR determină curentul de excitație căutat i.

Această metodă nu are o justificare teoretică.

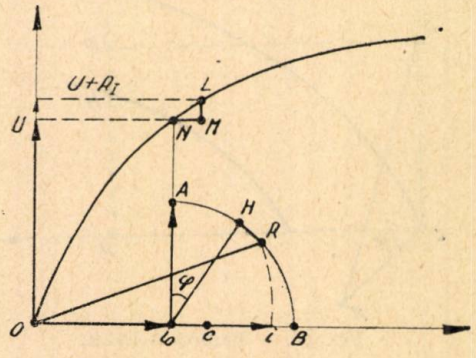


Fig. 24. — Metoda suedeză.

2. Predeterminarea funcționării generatorului la curent de excitație dat

a. *Metodă grafică pentru funcționare inductivă* [12]

În cazul funcționării în sarcină inductivă, vectorul f.m.m. statoric are aceeași direcție ca și vectorul f.m.m. de excitație.

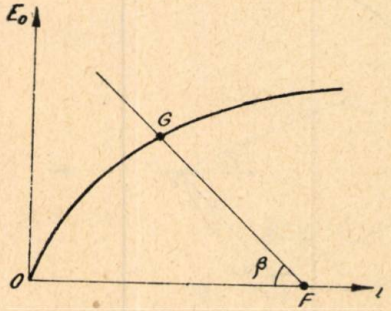


Fig. 25. — Predeterminarea funcționării generatorului funcționînd inductiv.

Pentru vectorul curent rezultant se va scrie deci

$$i_0 = i - \alpha I$$

unde $I = \dfrac{E_0}{X_e}$; X_e fiind reactanța totală (cea externă inclusiv cea de scăpări).

Întrucît $i_0 = i - \dfrac{\alpha}{X_e}$. E_0 este ecuația unei drepte $i_0 = f(E_0)$, intersecția acesteia cu caracteristica de mers în gol ne va da punctul de funcționare căutat (fig. 25).

Din punctul F corespunzător curentului de excitație dat, se duce dreapta FG formînd unghiul β pentru care $\operatorname{tg}\beta = \dfrac{X_e}{\alpha}$. Punctul G ne va da f.e.m. E_0. Cunoscînd reactanța de scăpări vom deduce ușor valoarea tensiunii la borne.

b. *Metoda A.I.E.E.* [13]

Această metodă permite determinarea tensiunii la borne a generatorului pentru care sînt date: caracteristica de mers în gol, caracteristica în sarcină inductivă

pentru un anumit curent dat și cos φ în funcționarea corespunzătoare predeterminării dorite.

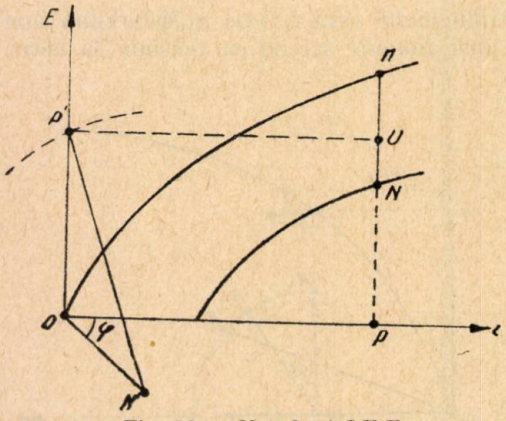


Fig. 26. — Metoda A.I.E.E.

Pentru curentul de excitație cunoscut, se ia segmentul MN și se așază decalat cu unghiul φ în ON' ca în figura 11. Din N' se duce un arc de cerc cu raza PM pînă la intersecția în P' cu axa ordonatelor. Punctul P' determină pe ordonată tensiunea la borne U.

Observăm că metoda este foarte aproximativă neținînd seama de condițiile reale de saturație care nu sînt determinate de curentul de excitație ci de fluxul rezultant în întrefier.

c. *Metoda curbelor caracteristice* *)

1. *Generator debitînd pe impedanța constantă.* Construim diagrama vectorială a f.m.m. și caracteristica de mers în gol a generatorului, ca în figura 27.

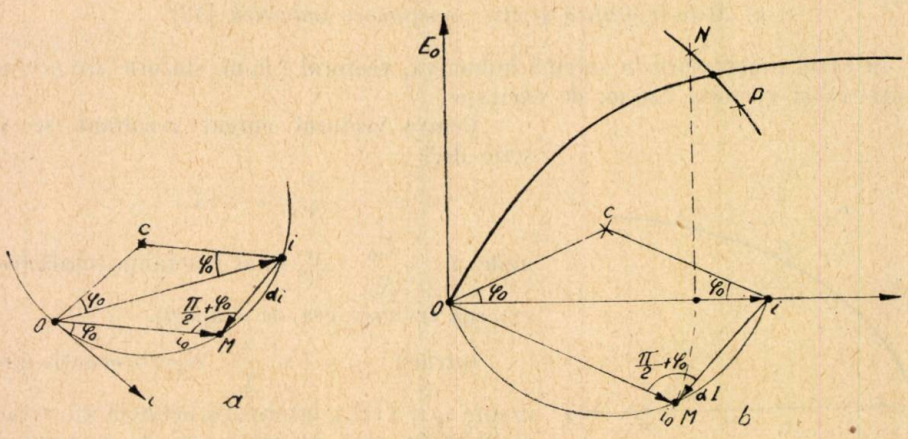


Fig. 27. — Diagrama vectorială a f.m.m.

Dacă impedanța exterioară pe care debitează generatorul este constantă, ca argument, unghiul φ_0 este și el constant pentru orice valoare a tensiunii E_0 și a curentului de excitație i.

Pentru un i dat, vîrful vectorului i_0 (M) se va găsi pe un cerc cu centrul în punctul C determinat ca în figura 27 *b*.

Dacă am cunoaște curentul I, α fiind cunoscut, am putea determina ușor i_0 și cu ajutorul caracteristicii de mers în gol, f.e.m. E_0. Dar pentru Z exterior dat, la i cunoscut, I este necunoscut depinzînd de E_0. Cum această dependență

*) Neîntîlnită în literatură.

este cunoscută, $\left(I = \frac{E_0}{Z}\right)$, pentru fiecare E_0 va rezulta un I, iar cu ajutorul cercului de centru C, un i_0 corespunzător. Reprezentăm în planul caracteristicii de mers în gol, caracteristica «exterioară» $E_0 = f(i_0)$ obținută anterior (NP în fig. 27 *b*). La intersecția celor două curbe caracteristice, se va obține valoarea E_0 și deci punctul de funcționare căutat. Observăm că pentru caracteristica $E_0 = f(i_0)$ «exterioară» putem obține o aproximație destul de bună printr-o dreaptă ca de exemplu cea care unește punctele N și P. Vor fi necesare deci în acest caz numai două construcții pentru diagrama vectorială corespunzătoare celor două valori (E_{0N} și E_{0P}).

2. *Generator alimentînd receptor de caracteristici* $P = f(E_0)$ și $Q = f(E_0)$ *cunoscute.* Considerăm din nou curba caracteristică de mers în gol a generatorului, ca în figura 28.

Ca și în cazul anterior descris, vom trasa o curbă caracteristică «externă» $E_0 = f(I_0)$ care intersectată cu cea de mers în gol, ne va da valoarea E_0 căutată.

Pentru aceasta, dăm lui E_0 o valoare oarecare, de preferat chiar în domeniul în care bănuim că s-ar afla E_0 cel adevărat. Din punctul corespunzător curentului de excitație așezăm ca în figura 28 vectorii $\frac{P}{E_0}$ și $\frac{Q}{E_0}$ care ne vor determina un unghi φ_0 și un vector $\frac{S}{E_0} = I$. Avînd φ_0 construim cercul cu centrul în C (trecînd prin O și i), iar cu αI determinăm pe i_0 (punctul M). Lui i_0 îi corespunde punctul N al caracteristicii «externe». Repetăm construcția pentru o altă valoare a f.e.m. E_0, de exemplu cea obținută din intersecția dreptei N_i la curba caracteristică de mers în gol. Vom obține un nou punct P. Dreapta NP va aproxima destul de bine caracteristica «externă».

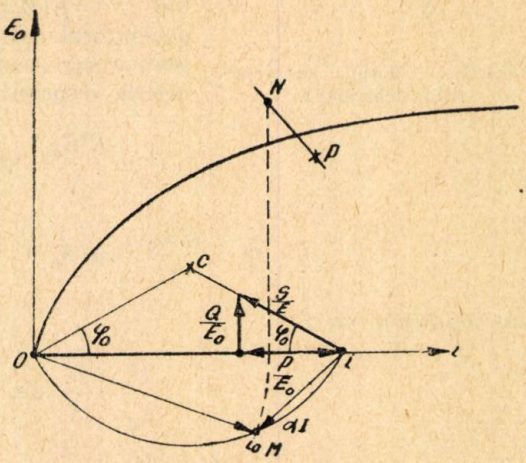


Fig. 28. — Metoda intersecției caracteristicilor (c)

d. *Metoda generatorului echivalent*

1. *Generator debitînd pe impedanța constantă.* Dacă aproximăm pe un anumit interval caracteristica de mers în gol cu dreapta tangentă la curbă, generatorul echivalent definit anterior ne oferă comod punctul de funcționare, dată fiind impedanța externă de sarcină.

Se construiește (fig. 29) vectorul $\bar{a}$, iar cu centrul în extremitatea sa cercul de rază E'. Direcția vectorului $\bar{a}$ va fi și aceea a f.e.m. E_0. Direcția vectorului curent I în raport cu E_0 va fi dată de argumentul vectorului impedanță Z (în care s-a înglobat și reactanța de scăpări a generatorului). Se construiește deci vectorul impedanță, $\bar{Z} = R + jX_e$ la o scară oarecare, ca în figura 29. În direcția lui X_e se

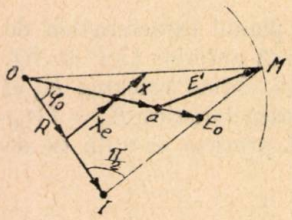


Fig. 29. — Metoda generatorului echivalent.

adaugă vectorul X (reactanța echivalentă a generatorului determinată cu ajutorul dreptei tangente, la curba caracteristică de mers în gol). Se unește O cu vîrful vectorului X determinîndu-se la intersecția cu cercul punctul M. Din punctul M se duce o paralelă la X care intersectează pe prelungirea lui $\bar{a}$ vîrful vectorului E_0 căutat.

2. *Generator alimentînd receptorul de caracteristici* $P = f(E_0)$ *și* $Q = f(E_0)$ *cunoscute.* Pentru generatorul echivalent, definit anterior pe baza diagramei sale vectoriale, se poate scrie pentru puterea activă, respectiv reactivă

$$P = \frac{E'E_0}{X} \cdot \sin \delta_0 ,$$

$$Q = \frac{E'E_0}{X} \cos \delta_0 - \frac{E_0(E_0 - a)}{X} , \tag{23}$$

sau împărțind cu E_0

$$\frac{P}{E_0} = \frac{E'}{X} \sin \delta_0 ,$$

$$\frac{Q}{E_0} = \frac{E'}{X} \cos \delta_0 - \frac{E_0 - a}{X} .$$

Deoarece E', X și a sînt constante, vom folosi următoarea formă a relațiilor anterioare pentru predeterminarea funcționării la caracteristici $P = f(E_0)$ și $Q = f(E_0)$ date

$$\frac{P}{E_0} = \frac{E'}{X} \sin \delta_0 ,$$

$$\frac{Q}{E_0} + \frac{E_0 - a}{X} = \frac{E'}{X} \cos \delta_0 . \tag{24}$$

Rezultă în consecință următoarea metodă (fig. 30).

Vom construi un sfert de cerc cu raza $\frac{E'}{X}$. Centrul său îl vom lua ca origine a unor axe de coordonate a căror abscisă va reprezenta termenul $\frac{Q}{E_0} + \frac{E_0 - a}{X}$ și a căror ordonată termenul $\frac{P}{E_0}$. Intersecția curbei $\frac{P}{E_0} = f\left(\frac{Q}{E_0} + \frac{E_0 - a}{X}\right)$ cu cercul ne va da punctul de funcționare corespunzător valorii E_0 căutate.

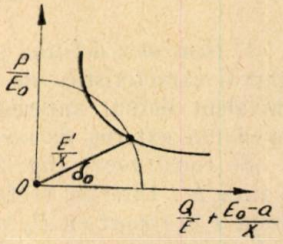


Fig. 30. — Metoda intersecției caracteristicilor (d).

e. *Predeterminarea funcționării mașinii cu poli aparenți funcționînd saturat prin utilizarea mașinii sincrone cu poli îngropați echivalentă* [7]

În calculul sistemelor electrice, una din problemele cele mai frecvente este aceea a determinării puterii reactive debitate de generatorul căruia i se cunosc: puterea activă, curentul de excitație și tensiunea la borne.

În cazul funcționării saturate se utilizează metoda curbelor caracteristice. Se construiește o caracteristică «internă» $E_{Qi} = f(I_d)$ așa cum s-a arătat anterior. Caracteristica «externă» se construiește dînd diverse valori puterii reactive Q, deci lui I_d și calculînd E_Q corespunzător. Din intersecția celor două curbe, rezultă I_d și deci Q respectiv.

СИММЕТРИЧНАЯ СТАЦИОНАРНАЯ РАБОТА СИНХРОННОЙ МАШИНЫ В ОБЛАСТИ НАСЫЩЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящее сообщение представляет документированное исследование работы синхронной машины, в частности, в качестве генератора.

Изучаются эквивалентные схемы, векторные диаграммы, эквивалентные реактивные сопротивления и методы предопределения работы машины в области насыщения как для явнополюсных машин, так и для машин с потайными полюсами.

Развиваются методы эквивалентных электрических схем, начиная с соответствующих магнитных схем, уточняется связь между векторными диаграммами магнитодвижущих сил (токов) и диаграммами электродвижущих сил, посредством характеристик работы вхолостую и в коротком замыкании или при посредстве эквивалентных реактивных сопротивлений.

Предлагается новый эквивалентный генератор для области насыщения, а также новые методы для предопределения его работы.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема потока, порождаемого токами ротора (*а*) и статора (*в*).

Рис. 2. — Эквивалентная продольная схема магнитных цепей.

Рис. 3. — Эквивалентная продольная электрическая схема.

Рис. 4. — Эквивалентная поперечная электрическая схема.

Рис. 5. — Упрощенная эквивалентная продольная схема.

Рис. 6. — Разложение упрощенной эквивалентной схемы на составные части.

Рис. 7. — Упрощенная эквивалентная поперечная схема.

Рис. 8. — Векторные диаграммы ненасыщенных синхронных генераторов.

Рис. 9. — Характерные кривые нелинейных элементов.

Рис. 10. — Упрощенные эквивалентные электрические схемы (продольная и поперечная).

Рис. 11. — Характеристики нелинейных элементов при упрощении.

Рис. 12. — *а* — упрощенная эквивалентная электрическая схема синхронной изотропной машины; *в* — векторная диаграмма этой машины.

Рис. 13. — Векторная диаграмма явнополюсной синхронной машины.
Рис. 14. — *а* — определение величины насыщения для *d*; *в* — диаграмма электродвижущей силы при $\cos \varphi = 0$.
Рис. 15. — *а* — характеристика холостого хода и эквивалентной электродвижущей силы; *в* — диаграмма магнитодвижущей силы; *с* — диаграмма эквивалентной электродвижущей силы.
Рис. 16. — *а* — характеристики холостого хода и приблизительная его оценка посредством касательной в точке, соответствующей получающейся магнитодвижущей силы E_0; *в* — векторная диаграмма электродвижущей силы насыщенной машины в случае ее функционирования в ненасыщенном состоянии.
Рис. 17. — Построение векторной диаграммы электродвижущей силы для насыщенной синхронной машины.
Рис. 18. — Векторная диаграмма электродвижущей силы синхронной машины с выступающими полюсами, функционирующей как генератор.
Рис. 19. — *а* — определение коэффициента K; *в* — векторная диаграмма электродвижущей силы продольно насыщенного генератора.
Рис. 20. — Векторная диаграмма насыщенного синхронного генератора.
Рис. 21. — Графическое определение $E_Q = f(i - \alpha I_d)$
Рис. 22. — Диаграмма электромагнитной движущей силы.
Рис. 23. — Метод характеристического треугольника.
Рис. 24. — Шведский метод.
Рис. 25. — Предварительное определение функционирования индуктивного генератора.
Рис. 26. — Метод A.I.E.E.
Рис. 27. — Векторная диаграмма магнитодвижущей силы.
Рис. 28. — Метод пересечения характеристик (*c*).
Рис. 29. — Метод эквивалентного генератора.
Рис. 30. — Метод взаимного пересечения характеристик (*d*).

LE FONCTIONNEMENT STATIONNAIRE SYMÉTRIQUE DE LA MACHINE SYNCHRONE DANS LE DOMAINE SATURÉ

(RÉSUMÉ)

Ce travail constitue une étude documentaire de l'analyse du fonctionnement, surtout générateur, de la machine synchrone.

On étudie les schemas équivalents, les diagrammes vectoriels, les réactances équivalentes et les méthodes de prédétermination du fonctionnement dans le domaine saturé, tant pour les machines aux pôles saillants que pour celles aux pôles lisses.

On développe la méthode des schémas électriques équivalents, à partir des schémas magnétiques correspondants, on précise la relation entre les diagrammes vectoriels des forces magnétomotrices (des courants) et celle des forces électromotrices par l'entremise des caractéristiques du fonctionnement à vide et court-circuit ou par l'intermédiaire des réactances équivalentes.

On propose un nouveau générateur équivalent pour le domaine saturé et de nouvelles méthodes de prédétermination du fonctionnement.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe du flux produit par le courant du rotor (*a*) et du stator (*b*).
Fig. 2. — Schéma équivalent longitudinal des circuits magnétiques.
Fig. 3. — Schéma équivalent longitudinal électrique.

Fig. 4. — Schéma équivalent transversal électrique.
Fig. 5. — Schéma équivalent longitudinal simplifié.
Fig. 6. — Décomposition du schéma équivalent simplifié.
Fig. 7. — Schéma équivalent transversal simplifié.
Fig. 8. — Diagrammes vectoriels des générateurs synchrones non saturés.
Fig. 9. — Courbes caractéristiques des éléments non linéaires.
Fig. 10. — Schémas électriques équivalents simplifiés (longitudinal et transversal).
Fig. 11. — Caractéristiques des éléments non linéaires dans l'hypothèse simplificatrice.
Fig. 12. — *a)* Schéma électrique équivalent simplifié d'une machine synchrone isotrope; *b)* diagramme vectoriel d'une machine synchrone isotrope.
Fig. 13. — Diagramme vectoriel d'une machine synchrone aux pôles saillants.
Fig. 14. — *a)* Détermination de la valeur saturée pour Xd; *b)* diagramme de la f.e.m. pour $\cos \varphi = 0$.
Fig. 15. — *a)* Caractéristique du fonctionnement à vide et f.e.m. équivalente; *b)* diagramme de la f.m.m.; *c)* diagramme de la f.e.m. équivalente.
Fig. 16. — *a)* La caractéristique de fonctionnement à vide et son approximation par la tangente au point correspondant à la f.m.m. résultante, E_o ; *b)* diagramme vectoriel de la f.e.m. de la machine saturée au cas où elle fonctionnerait en régime non saturé.
Fig. 17. — Détermination du diagramme vectoriel de la f.e.m. pour une machine synchrone saturée.
Fig. 18. — Diagramme vectoriel de la f.e.m. pour une machine synchrone aux pôles saillants fonctionnant comme générateurs.
Fig. 19. — *a)* Détermination du coefficient K; *b)* diagramme vectoriel de la f.e.m. du générateur longitudinal saturé.
Fig. 20. — Diagramme vectoriel du générateur synchrone saturé.
Fig. 21. — Détermination graphique de $E_Q = f(i - \alpha I_d)$.
Fig. 22. — Diagramme de la f.e.m.
Fig. 23. — Méthode du triangle caractéristique.
Fig. 24. — Méthode suédoise.
Fig. 25. — Détermination préalable du fonctionnement du générateur en régime inductif.
Fig. 26. — Méthode A.I.E.E.
Fig. 27. — Diagramme vectoriel de la f.m.m.
Fig. 28. — Méthode de l'intersection des caractéristiques (c).
Fig. 29. — Méthode du générateur équivalent.
Fig. 30. — Méthode de l'intersection des caractéristiques (d).

BIBLIOGRAFIE

1. L. M. Piotrovschi, *Mașini electrice.* Ed. energetică de stat, București, 1953.
2. A. Blondel, *Sur les fuites magnétiques dans les circuits accouplés avec noyaux de fer.* București, I.R.E., 1939.
3. G. Faggiano, *Determinazione di caracteristiche delle machine sincrone mediante prove indirette.* L'elettrotecnica, 1950, nr. 2, p. 50.
4. D. H. Sepen, *Contribution à l'étude expérimentale des décalages internes des machines synchrones. Influence de la saturation.* R.G.E., 1951, nr. 3, p. 107.
5. S. Beckwith, *Approximating Potier Reactance.* A.I.E.E. Transactions, 1937, p. 813.
6. A. A. Gorev, *Perehodnîe protesî sinhronoi mașinî.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1950.
7. P. S. Jdanov, *Stabilitatea sistemelor electrice.* Ed. energetică de stat, București, 1952.
8. I. M. Marcovici, *Energheticeskie sistemî i ih rejimî.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1952.
9. C. Kingsley, *Saturated Synchronous Reactance.* A.I.E.E. Transactions, 1935, p. 300.
10. S. B. Crary, *Equivalent Reactance of Synchronous Machines.* A.I.E.E. Transactions, 1934, p. 124.
11. * * * *Manualul inginerului electrician.* Ed. tehnică, București, 1954, vol. II.
12. S. A. Ulianov, *Korotkie zamîkaniia v elektriceskih sistemah.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1949.
13. G. N. Petrov, *Elektriceskie mașinî.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1940, vol. I.
14. I. S. Gheorghiu, *Mașini electrice. Teoria și încercările lor.* Institutul politehnic, București, 1947.

15. A. M. Angelini, *Topogramme général pour la machine synchrone.* C.I.G.R.E., Paris, 1948.
16. M. Paris, *Angolo di coppia e angoli di fase nella macchina sincrona.* L'elettrotecnica, 1950, nr. 1, p. 2.
17. B. Robertsohn, *The Saturated Synchronous Machine.* A.I.E.E. Transactions, 1937, p. 858.
18. G. Slemon, *Equivalent Circuits for Transformers and Machines Including Non-linear Effects.* Proceedings I.E.E., 1953, vol. IV, p. 130.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

STUDIUL COMPARATIV AL UNEI NOI CĂI DE APRECIERE A STABILITĂŢII STATICE A SISTEMELOR ELECTRICE *)

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

În calculul practic al stabilităţii statice a sistemelor electrice concentrate, evaluarea după criteriul $\frac{dQ}{dU}$ a tensiunii critice pentru un nod important, necesită calcule succesive de regimuri de funcţionare pentru diverse valori ale tensiunii nodului.

Se consideră la generatori puterea activă şi curentul de excitaţie, după atingerea plafonului, constante şi se iau diverse valori scăzute pentru tensiunea nodului a cărui limită a stabilităţii se caută; se calculează pentru fiecare valoare a tensiunii puterea reactivă debitată, trasîndu-se astfel curba $Q_g = f(u)$.

Din compararea acesteia cu cea pentru consumatorul de putere reactivă din nodul respectiv ($Q_c = f(u)$) se deduce valoarea tensiunii critice U_{cr}, corespunzătoare condiţiei de anulare a derivatei $\frac{d(Q_g - Q_c)}{du} = 0$.

Diferenţa dintre puterea reactivă generată la tensiunea critică şi cea în funcţionarea nominală constituie rezerva de putere reactivă a sistemului.

Calculul succesiv al mai multor regimuri de funcţionare pentru determinarea tensiunii critice este destul de laborios. O metodă simplificată, grafico-analitică, foarte sugestivă este dată de ing. P. Dimo**).

În cele ce urmează se va aplica această metodă unui sistem energetic pentru care s-a calculat la nodul principal tensiunea critică pe cale cunoscută, schematizată anterior.

Scopul calculului va fi acela de a compara rezultatele obţinute, mult mai simplu prin noua metodă, din punctul de vedere al exactităţii lor, cu cele obţinute pe calea cunoscută.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 11 februarie 1955.

**) *O cale nouă de apreciere a stabilităţii statice.* Studii şi cercetări de energetică, nr. 1—2, 1955, p. 121.

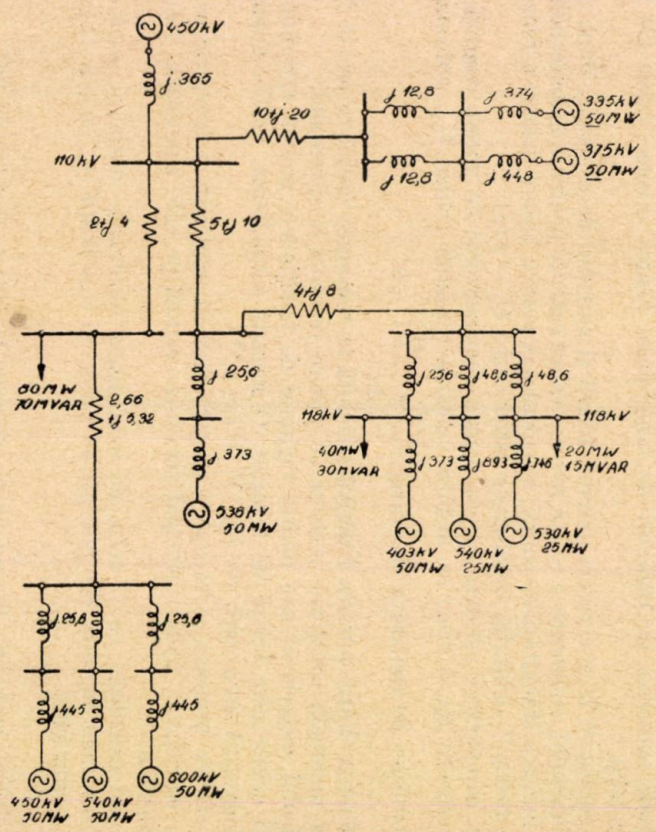

450kV
j 365
10+j 20
j 12,8
j 374
335kV
50MW
375kV
50MW
j 12,8
j 448
110kV
2+j 4
5+j 10
4+j 8
60MW
30MVAR
2,66
+j 3,32
j 25,6
j 373
538kV
90MW
j 25,6
j 48,6
j 48,6
118kV
118kV
40MW
30MVAR
j 373
j 693
+46
20MW
15MVAR
403kV
50MW
540kV
25MW
530kV
25MW
j 25,8
j 25,8
j 445
j 445
450kV
30MW
540kV
30MW
600kV
50MW

Fig. 1

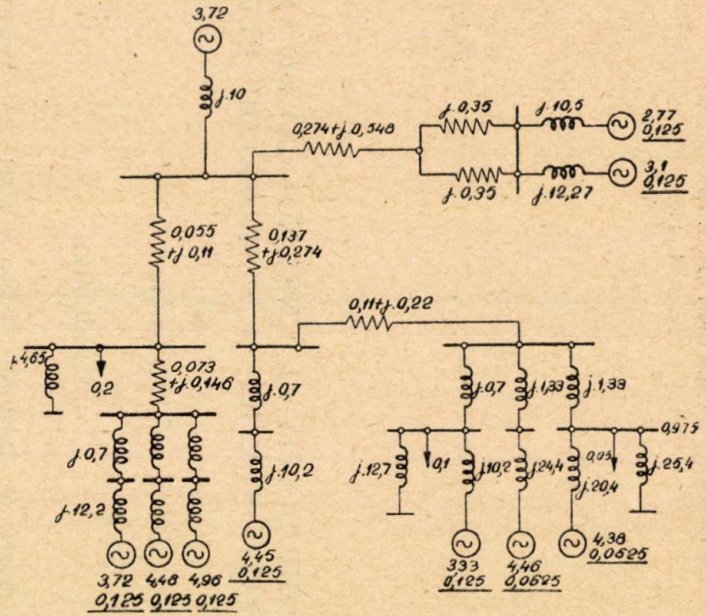

3,72
j 10
0,274+j 0,348
j 0,35
j 10,5
2,77
0,125
j 0,35
j 12,27
3,1
0,125
0,055
+j 0,11
0,137
+j 0,274
0,11+j 0,22
4,65
0,2
0,073
+j 0,146
j 0,7
j 0,7
j 1,33
j 1,33
0,975
j 0,7
j 12,2
j 10,2
j 12,7
0,1
j 10,2
j 24,4
0,05
j 20,4
j 25,4
3,72
0,125
4,48
0,125
4,96
0,125
4,45
0,125
333
0,125
4,46
0,0625
4,38
0,0525

Fig. 2

Exemple de calcul

Se dă schema sistemului electric cu datele necesare calculului, menționate în figura 1.

Calculul elementelor schemei îl vom face în unități relative.

Vom lua

$$U_b = 121 \text{ kV},$$

$$S_b = \Sigma P = 400 \text{ MVA}.$$

Rezultă impedanța de bază

$$Z_b = \frac{121^2}{400} = 36{,}5 .$$

Se obține schema echivalentă în unități relative din figura 2.

Pentru a putea aplica metoda grafică este necesară transformarea schemei sistemului pentru reducerea la o bară unică a generatorilor și consumatorilor.

Aceasta este una din aproximațiile metodei.

Pentru generatorii funcționînd în paralel, vom calcula generatorul echivalent avînd ca reactanță cea rezultată din compunerea în paralel a reactanțelor generatorilor și ca f.e.m. tensiunea de mers în gol la bara comună.

Pentru consumatori, vom presupune mai întîi caracteristici de sarcină de forma

$$P = \text{const. și } Q = \frac{U^2}{X}.$$

În metoda de calcul după criteriul $\frac{dQ}{du}$ în calculul succesiv al regimurilor de funcționare, s-au calculat caracteristicile de sarcină $P = f(u)$ și $Q = f(u)$ după cele date de Teploelectroproiect *).

Reducerea consumatorilor la o bară unică o vom face mai întîi pentru sarcina activă prin «aruncarea» la extremități după regula momentelor *), iar pentru cea reactivă prin introducerea reactanței în cea a generatorului echivalent.

Vom utiliza apoi o a doua metodă de aproximație, considerînd sarcinile, atît active cît și reactive, ca rezistențe, respectiv reactanțe constante, spre a putea

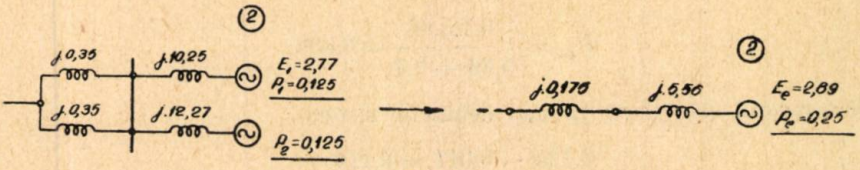


Fig. 3

aplica transfigurarea stea-triunghi în vederea reducerii consumatorilor la o bară unică.

*) P. S. J d a n o v, *Stabilirea sistemelor electrice*. Ed. energetică de stat, București, 1952.

Schema centralei ② va deveni prin transfigurare cea din figura 3.
Forța electromotoare echivalentă s-a calculat cu expresia aproximativă

$$\bar{E}_e = \frac{\bar{E}_1 \cdot \bar{Y}_1 + \bar{E}_2 \cdot \bar{Y}_2}{\bar{Y}_1 + \bar{Y}_2} = 2{,}89.$$

Reactanța echivalentă rezultă din compunerea în paralel a reactanțelor celor doi generatori

$$X_e = \frac{X_1 X_2}{X_1 + X_2} = 5{,}56.$$

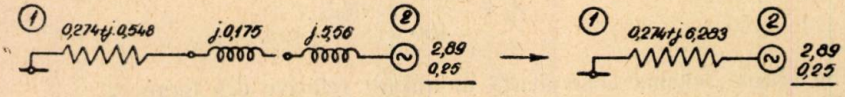


Fig. 4

Ramura ②—① a schemei sistemului devine astfel (fig. 4).
Generatorul 1 al centralei ③ împreună cu sarcina locală se transformă, precum urmează (fig. 5).

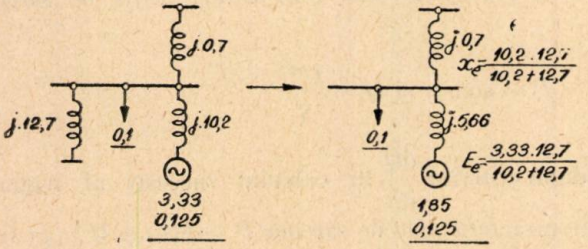


Fig. 5

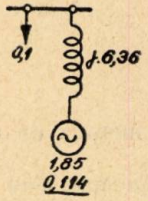


Fig. 6

Sarcina activă 0,1 se repartizează după regula momentelor astfel

$$P_{eg} = \frac{0{,}1 \cdot 0{,}7}{5{,}66 + 0{,}7} = 0{,}011,$$

$$P_{ec} = \frac{0{,}1 \cdot 5{,}66}{5{,}66 + 0{,}7} = 0{,}089.$$

Generatorul echivalent va mai debita în sistem

$$0{,}125 - 0{,}011 = 0{,}114.$$

Se obține astfel schema din figura 6.
Analog, generatorul 3 al centralei ③ devine ca în figura 7.
Stația ③ se transformă astfel ca în figura 8.
Prin transformări analoge, avem pentru stația ④ în paralel cu generatorul echivalent al stației ③ schemele echivalente următoare (fig. 9 și 10).

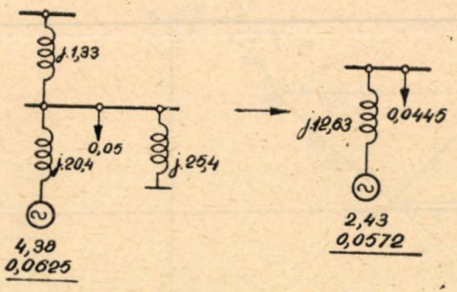


Fig. 7

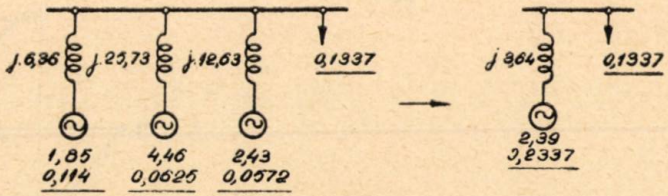


Fig. 8

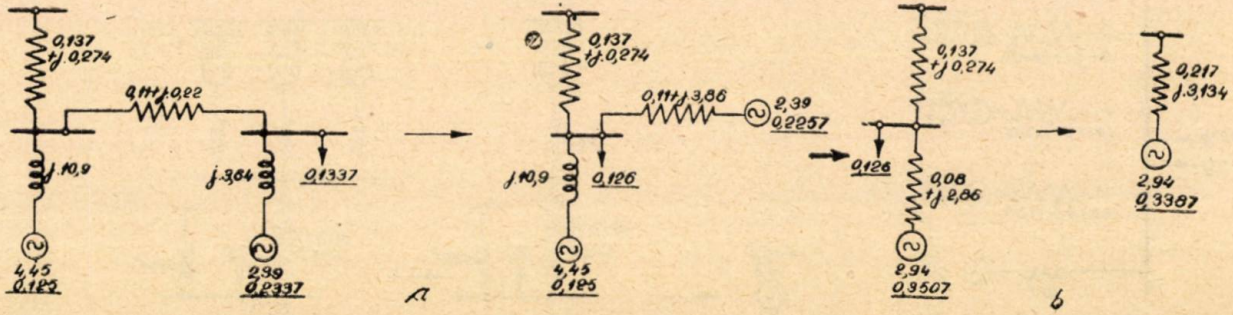


Fig. 9

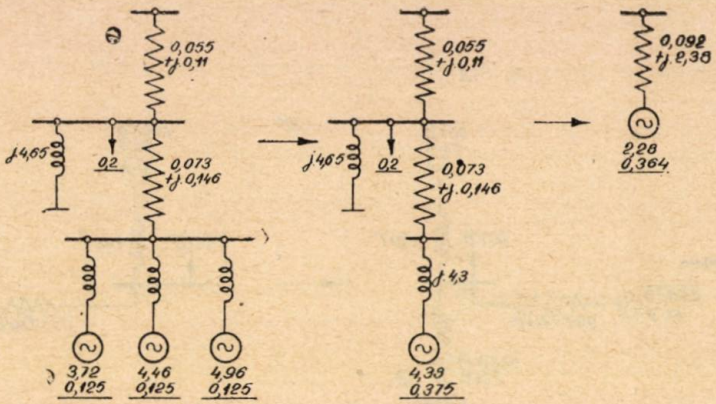


Fig. 10

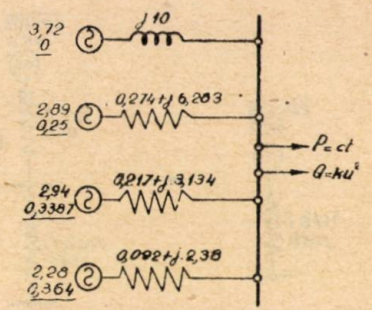


Fig. 11

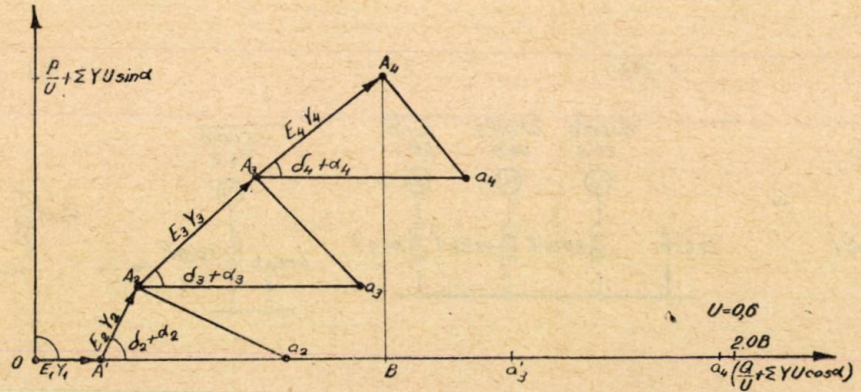


Fig. 12

Sistemul dat s-a redus astfel la un echivalent concentrat ca în figura 11.

Pentru aplicarea metodei vectoriale la studiul stabilității tensiunii barelor, vom alcătui un tablou de calcul (tabloul nr. 1).

Tabloul nr. 1

P_i	$E.Y$	$\frac{P}{u}$	
		$u = 0,6$	$u = 0,59$
0	$\frac{3,72}{10} = 0,372$	0	0
0,25	$\frac{2,89}{3,69} = 0,46$	0,416	0,424
0,3387	$\frac{2,94}{3,14} = 0,936$	0,565	0,573
0,364	$\frac{2,28}{2,38} = 0,957$	0,606	0,616

Se construiește diagrama vectorială din figura 12.

Se obține ca tensiune critică valoarea relativă 0,595.

Pe calea mai riguroasă a calculului succesiv de regimuri de funcționare s-a obținut valoarea 0,62.

Simplificarea schemei sistemului se poate face și în ipoteza aproximării sarcinilor prin impedanțe constante.

Se va utiliza în acest caz transfigurarea $\perp \rightarrow \Delta$ pentru «aruncarea» la extremități a rezistențelor de sarcină activă după ce în prealabil au fost introduse în generatorul echivalent reactanțele de sarcină reactivă.

Se evită astfel introducerea impedanțelor de sarcină în generatorul echivalent spre a nu se obține rezistențe longitudinale care ar complica evaluarea tensiunii critice după noua metodă.

Ca model de calcul se va alege un generator împreună cu consumatorul local al stației ③.

Introducînd reactanța de sarcină în generatorul echivalent se va obține

$$X_e = \frac{12,7 \cdot 10,2}{12,7 + 10,2} = 5,65,$$

$$E_e = \frac{3,33 \cdot 12,7}{10,2 + 12,7} = 1,85.$$

Schema echivalentă se modifică după cum se arată în figura 13.

Înlocuind sarcina activă de 0,1 unități relative prin rezistența echivalentă la tensiunea relativă a barei 0,975 și utilizînd transfigurarea $\perp \rightarrow \Delta$ se obține transformarea indicată în figura 14.

La tensiunea dată de forța electromotoare de 1,85, receptorul local consumă puterea activă

$$\Delta P - \frac{1,85^2 \cdot 86}{86^2 + 5,65^2} = 0,0388.$$

Se obține pentru puterea activă debitată de generator la barele stației valoarea

$$P = P' - \Delta P = 0,125 - 0,0388 = 0,0862.$$

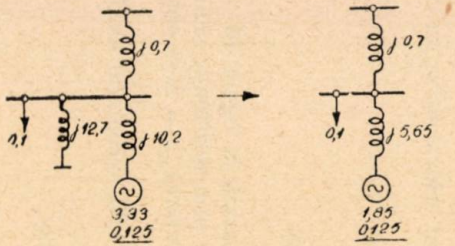


Fig. 13.

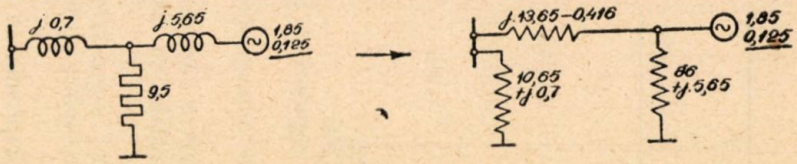


Fig. 14.

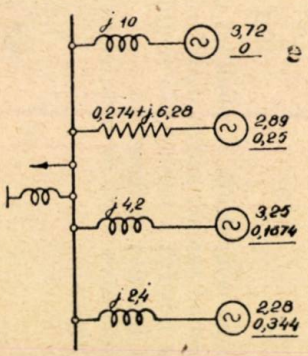


Fig. 15.

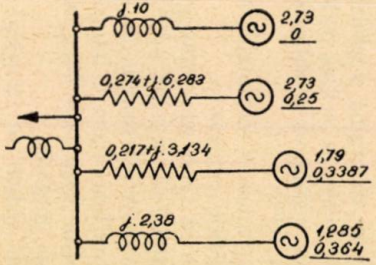


Fig. 16.

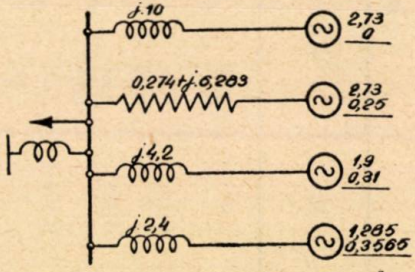


Fig. 17.

Compunerea a mai mulți generatori într-unul echivalent se va face ca și anterior.

În felul acesta se obține, în sfîrșit, schema echivalentă a sistemului ca în figura 15.

Se alcătuiește tabloul de calcul nr. 2.

Tabloul nr. 2

P	$\frac{E}{X}$	$\frac{P}{u}$	
		$u = 0,6$	$u = 0,58$
0	$\frac{3,72}{10} = 0,372$	0	0
0,25	$\frac{2,89}{6,29} = 0,46$	0,416	0,431
0,1674	$\frac{3,25}{4,2} = 0,774$	0,279	0,289
0,344	$\frac{2,88}{2,4} = 0,95$	0,522	0,594

Se obține ca tensiune critică valoarea 0,58, comparativ mai mică decît cea obținută anterior 0,595.

Anterior s-a determinat tensiunea critică presupunînd posibilitatea funcționării pînă la valoarea plafon a curentului de excitație. O asemenea funcționare nu este însă admisă decît pentru scurt timp determinat de încălzirea mașinilor. De aceea se calculează și tensiunea critică pentru o funcționare la un curent de excitație care depășește numai cu 10 % pe cel nominal.

Schema electrică a sistemului se va modifica deci numai în privința valorilor forțelor electromotoare.

Transformînd sistemul cu utilizarea metodei de aruncare a sarcinii active la noduri se obține schema simplificată din figura 16.

Se alcătuiește tabloul de calcul nr. 3.

Tabloul nr. 3

P	$\frac{E}{X}$	$P/0,827$
0	0,273	0
0,25	$\frac{2,73}{6,283} = 0,435$	0,302
0,3387	$\frac{1,79}{3,134} = 0,57$	0,41
0,364	$\frac{1,285}{2,38} = 0,54$	0,44

Tabloul nr. 4

P	$\frac{E}{X}$	$P/0,827$
0	$\frac{2,73}{10} = 0,273$	0
0,25	$\frac{2,73}{6,29} = 0,435$	0,302
0,31	$\frac{1,9}{4,2} = 0,453$	0,375
0,3565	$\frac{1,285}{2.4} = 0,535$	0,4

Se obține pentru tensiunea critică aproximativ valoarea 0,827, adică cea obținută pe calea mai riguroasă a calculului succesiv.

Transformarea aceluiași sistem cu utilizarea metodei de transfigurare $\curlywedge \rightarrow \Delta$ ne conduce la schema din figura 17.

Analog, se alcătuiește tabloul nr. 4.

Se obține ca tensiune critică aproximativ aceeași valoare 0,827 ca și în cazul anterior.

CONCLUZII

Din exemplele calculate anterior observăm valori ale tensiunii critice apropiate de cele obținute prin metoda mai exactă dar mai laborioasă a calculului succesiv «punct cu punct» pentru diverse regimuri de funcționare.

Valorile mai mici obținute pentru tensiunea critică sînt explicabile avînd în vedere efectul reglant mai mare presupus pentru sarcinile reactive, în metoda grafică.

Rezultatele mult apropiate sau chiar egale ca valori pentru tensiunea critică se datoresc în bună parte reducerii schemei în vederea obținerii barei unice pentru consumatori. Metoda «aruncării la noduri» a sarcinii active a consumatorilor este acoperitoare.

O comparație între calea utilizată la sistemele energetice din U.R.S.S. și cea propusă de ing. P. D i m o se poate face pe baza premiselor adoptate în calcul, iar cînd acestea coincid, pe baza metodei de calcul.

Astfel, din punctul de vedere al premiselor, în metoda cunoscută se consideră $P = \text{const.}$ la generator, consumatorul de sarcină activă al nodului principal avînd o caracteristică «adaptabilă», pe cînd în noua cale propusă se consideră $P = \text{const.}$ la consumator și deci generatorii vor trebui să aibă caracteristici «adaptabile».

Necesitatea considerării unor caracteristici «adaptabile» rezultă din faptul că se neglijează variația frecvenței presupunîndu-se constantă, ceea ce are drept consecință suprimarea unei ecuații (devine identitate), de conservare a puterii active la consumator pentru metoda cunoscută și la generator pentru noua cale.

Dacă impedanța de legătură între generator și receptor este alcătuită numai din reactanță cele două ipoteze coincid. Cînd însă rezistența nu este nulă, ipoteza $P = \text{const.}$ la consumator are drept consecință creșterea pierderilor de putere pe linie la sporirea consumului de putere reactivă la receptor și deci încărcarea suplimentară cu sarcină electrică activă a generatorului.

Această metodă este deci pesimistă în raport cu $P = \text{const.}$ la generator. Ea nu are însă un rol esențial decît în cazul cînd tensiunea critică va corespunde situației pentru care nu s-a ajuns încă la valoarea curentului de excitație limită al generatorului, iar regulatorul de tensiune menține o valoare constantă a tensiunii la borne. Rezistența liniei de transport este atunci comparabilă cu reactanța. Dacă însă, așa cum sînt cazurile obișnuite la noi, regulatorii de tensiune au inerție mare sau dacă s-a ajuns la curentul de excitație plafon, reactanța sincronă a generatorului face ca rolul rezistenței liniei să fie comparativ neglijabil.

O altă premisă importantă este aceea a considerării caracteristicii de putere reactivă, $Q = f(u)$, după caracteristici statice date în metoda cunoscută și de forma $Q = YU^2$ în noua metodă.

De obicei, caracteristicile statice au efect reglant $\frac{dQ}{dU}$ mai mic decît în cazul reactanțelor constante pentru valori ale tensiunii mai mici ca cea nominală,

deci în domeniul valorilor critice. De aceea, din acest punct de vedere noua cale este optimistă. Deoarece caracteristicile de putere reactivă ale consumatorului intervin adițional alături de termeni de forma $\frac{U^2}{X}$, unde X este reactanța generatorului mai mică de obicei decît cea a consumatorului echivalent, importanța acestei observații este redusă. Caracteristicile statice nu se cunosc exact de obicei și au deci un caracter tot atît de ipotetic în utilizarea lor.

Din punctul de vedere al metodei de calcul, noua cale presupune anumite transformări echivalente ale sistemului inițial în vederea reducerii la o bară unică a consumatorilor. Aceste transformări, după cum rezultă și din calculele anterioare, sînt pesimiste, deci acoperitoare.

Metoda grafică, deși teoretic mai puțin precisă, prezintă avantajul că este foarte intuitivă și comodă în analiza influenței diverșilor parametri asupra puterii limită și tensiunii critice. De aici rezultă utilitatea și recomandarea aplicării ei, cu destulă precizie, în special sistemelor cu receptori concentrați sau care pot fi reduse la unul concentrat.

НОВЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Автор описывает новый метод определения статической устойчивости комплексной электрической системы, предложенный инженером П. Димо (этот журнал, 1955, 1—2).

Согласно этому методу, необходимо привести электрическую систему к эквивалентной системе с одной нагрузкой. Это приведение делается в двух вариантах.

Полученные результаты сравниваются с вычисленными более точным, но и более трудным методом известного критерия $\frac{dQ}{du}$.

Следуют принципиальные критические замечания и выводы.

ÉTUDE COMPARÉE D'UNE NOUVELLE VOIE DE DÉTERMINATION DE LA STABILITÉ STATIQUE DES SYSTÈMES ÉLECTRIQUES

(RÉSUMÉ)

On applique la nouvelle voie de détermination de la stabilité statique proposée par l'ingénieur P. D i m o (Études et recherches d'énergétique, n° 1—2, 1955) à un système électrique compliqué.

A ces fins, il est nécessaire de réduire le système électrique à un système équivalent à charge unique. On le réalise en deux variantes.

On compare les résultats obtenus à ceux calculés par la voie, plus exacte mais plus difficile, du critérium connu $\frac{dQ}{du}$.

Suivent les observations critiques de principe et les conclusions.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

VERIFICĂRI EXPERIMENTALE ŞI PRECIZĂRI ÎN PROBLEMA SUPRATENSIUNILOR PRELUNGITE CONSTATATE LA REŢELELE DE ÎNALTĂ TENSIUNE CU NEUTRUL IZOLAT *)

DE

P. DIMO, E. ARIE, F. MANEA şi S. IONESCU

I. REZUMATUL TEORIEI SUPRATENSIUNILOR PRELUNGITE CARE A CONSTITUIT OBIECTUL VERIFICĂRII EXPERIMENTALE

1.1. Obiectul verificărilor experimentale şi precizărilor cuprinse în prezentul articol îl constituie lucrarea *Cauza supratensiunilor prelungite în reţele cu neutrul izolat de* P. Dimo [1]. Vom rezuma conţinutul acestei lucrări.

Supratensiunile prelungite au apărut, în trecut, în reţelele de înaltă tensiune cu neutrul izolat, atunci cînd se producea un arc la pămînt pe o fază. Supratensiunea avea o valoare medie în jurul lui 2 U_f (U_f fiind tensiunea pe fază). Fenomenele tranzitorii care apăreau în momentul stabilirii arcului la pămînt, sau în momentul dispariţiei arcului, se explicau în mod identic cu supratensiunile de comutaţie, cu caracter tranzitoriu. Ceea ce nu se explica era partea staţionară (de durată) a fenomenului.

Explicaţia supratensiunilor reţelelor cu neutrul izolat a fost dată pentru prima oară în anul 1914 de W. Petersen [2], care a atribuit cauza supratensiunii, stabilirii unui arc intermitent permanent la locul defectului. Alţi cercetători, între care citäm pe J. F. Peters şi I. Slepian [3] au interpretat în mod diferit fenomenul, dar în lucrarea lor punctul de plecare este tot arcul intermitent.

Ceea ce a produs îndoiala practicienilor asupra explicaţiilor date, este faptul că supratensiunile datorite arcului intermitent nu apar la orice reţea. Cu toate că se consideră că ele apar în reţelele cu curenţi capacitivi mari, se citează reţele cu curenţi capacitivi foarte mari, care şi astăzi funcţionează cu neutrul izolat şi în care nu apar supratensiuni prelungite la punerea la pămînt a unei faze. De asemenea, sînt citate în literatura tehnică încercări pe reţele reale, în care s-au obţinut supratensiuni cu caracter de durată, deşi, după cum au arătat oscilogramele, arcul de punere la pămînt nu a fost intermitent.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 21 ianuarie 1955.

Cercetări recente ale prof. Ce. M. Djuvarlî din Bacu [4] au stabilit teoretic şi experimental că multiplicitatea tensiunii datorită arcului intermitent nu poate depăşi valoarea 3,1 pentru orice valori ale curentului şi în orice condiţii ale apariţiei arcului. De aici se trage concluzia că arcul de punere la pământ nu reprezintă un pericol pentru reţelele cu neutrul izolat şi izolaţie adecvată.

În lucrarea amintită [1] s-au reexaminat condiţiile în care se pot naşte supratensiuni prelungite şi s-a găsit că un început de rezonanţă (autoexcitaţia generatorilor) este cauza supratensiunilor reţelelor de înaltă tensiune cu neutrul izolat. Această explicaţie permite uşor prevederea condiţiilor în care acest fenomen este periculos şi, în orice caz, trebuie luată în considerare.

După părerea autorului, acestea sînt supratensiunile prelungite observate în trecut la reţelele de înaltă tensiune cu neutrul izolat, cu curenţi capacitivi mari. Supratensiunile eare s-ar datora reaprinderilor succesive ale arcului rămîn un fenomen mult limitat ca importanţă şi posibil numai la reţele cu curenţi capacitivi mici (pentru valori ale curentului mai apropiate de limita instabilă a arcului).

1.2. Pentru studiul supratensiunilor prelungite care pot apare în reţele cu neutrul izolat la punerea la pământ a unei faze — datorită autoexcitaţiei generatorilor — s-au făcut următoarele ipoteze pentru cazul simplificat al unui singur generator (sau pentru un generator echivalent al unui sistem) debitînd pe o sarcină unică:

a) Puterea mecanică la arborele generatorului nu a variat înainte şi după punerea la pământ a unei faze.

b) Frecvenţa sistemului a rămas neschimbată.

c) Reactanţa echivalentă de regim permanent a generatorului este aceeaşi înainte şi după punerea la pământ (caracteristica de mers în gol a generatorului este o dreaptă).

d) Forţa electromotoare în spatele reactanţei de regim permanent rămîne aceeaşi după punerea la pământ (curentul de excitaţie al generatorului nu s-a modificat).

e) Caracteristicile statice ale sarcinii, înainte şi după punerea la pământ, sînt:

— pentru puterea activă $P = \text{const.}$;

— pentru puterea reactivă $Q = KU^2 = Y_s U^2$.

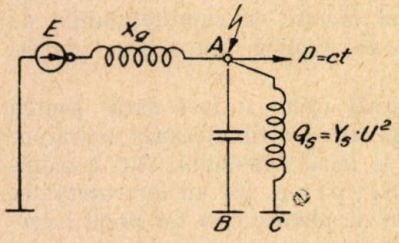


Fig.1.1

Cu aceste premise s-a cercetat schema echivalentă a unei reţele cu neutrul izolat, după punerea la pământ a unei faze (fig. 1.1). în cazul simplificat al grupului unic echivalent.

Pe schema echivalentă, defectul de punere la pământ introduce un şunt în punctul de defect (A în fig. 1.1) egal cu impedanţa inversă a reţelei în serie cu cea homopolară ($Z_i - Z_h$). Acest şunt ($A - B$) în cazul reţelelor cu neutrul izolat are un caracter capacitiv în compoziţia lui fiind dominantă reactanţa capacitivă homopolară a reţelei ($- X_h$). Şuntul capacitiv determină un proces de autoexcitare a generatorului.

În unităţi relative (tensiunea în punctul unde ulterior va apare defectul = 1), se scrie echilibrul puterilor active şi reactive:

— înainte de defect

$$P_1 = E \cdot Y_g \cdot \sin \delta_1 = \text{const.}, \tag{1.1}$$

$$Q_1 = E \cdot Y_g \cdot \cos \delta_1 - Y_g = Y_s, \tag{1.2}$$

— după defect (tensiunea $U = 1$ devine U)

$$P_2 = EU \cdot Y_g \sin \delta_2 = \text{const.}, \tag{1.3}$$

$$Q_2 = EU \cdot Y_g \cos \delta_2 - Y_g U^2 + qU^2 = Y_s U^2 \tag{1.4}$$

în care

P_1, Q_1, P_2, Q_2 sînt puterile active și reactive debitate de generator înainte de defect (1) și după defect (2);

E este f.e.m. internă a generatorului «în spatele» reactanței de regim permanent (sincrone) X_g;

$Y_g = \dfrac{1}{X_g}$ este admitanța sincronă a generatorului;

$\delta_{1,2}$ este unghiul dintre E și U, înainte și după defect;

q este puterea reactivă produsă de șuntul echivalent la $U = 1$:

$$q = \frac{1}{X_h - X_i}.$$

Din ecuația (1.4) se obține

$$E \cdot Y_g \cos \delta_2 = U (Y_g + Y_s - q). \tag{1.5}$$

Egalitatea $P_1 = P_2 = \text{const.}$, dă

$$\sin \delta_1 = U \sin \delta_2 \text{ sau } \cos \delta_2 = \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{U^2}}, \tag{1.6}$$

iar din (1.2) rezultă

$$E = \frac{Y_g + Y_s}{Y_g \cdot \cos \delta_1} \tag{1.7}$$

care introduse în (1.5) conduc la relația

$$\frac{Y_g + Y_s}{Y_g \cdot \cos \delta_1} \cdot Y_g \cdot \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{U^2}} = U (Y_g + Y_s - q) \tag{1.8}$$

sau

$$\frac{1}{\cos \delta_1} \cdot \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{U^2}} = U \left(1 - \frac{q}{Y_g + Y_s}\right) = U \cdot K \tag{1.9}$$

dacă notăm

$$K = 1 - \frac{q}{Y_g + Y_s} = 1 - \frac{q}{Q} \; ; (Q = Y_g + Y_s).$$

Din (1.9) obținem ecuația

$$K^2 \cdot \cos^2 \delta_1 U^4 - U^2 + \sin^2 \delta_1 = 0, \tag{1.10}$$

care are rădăcinile

$$U^2 = \frac{1 \pm \sqrt{1 - K^2 \sin^2 2\delta_1}}{2 \cdot K^2 \cdot \cos^2 \delta_1}. \tag{1.11}$$

Soluţia (1.11) este valabilă pentru δ_1 cuprins între 0 şi 45°, valoarea cu minus în faţa radicalului fiind instabilă, după cum s-a demonstrat în lucrarea amintită [1].

Rezultă pentru componenta directă a tensiunii

$$U^2 = \frac{1 + \sqrt{1 - K^2 \cdot \sin^2 2\delta}_1}{2 \cdot K^2 \cdot \cos^2 \delta_1}. \tag{1.12}$$

În cazul general a mai mulţi generatori sau centrale se obţin efecte similare de supratensiuni cu cele constatate în cazul simplificat al generatorului echivalent, formula (1.12) menţinîndu-se aceeaşi. În acest caz general, ipotezele făcute asupra puterilor active şi reactive rămîn cele arătate mai sus [1].

1.3. Supratensiunile prelungite datorite autoexcitaţiei generatorilor se produc simultan cu alte fenomene asociate. Este evident că, la stabilirea arcului la pămînt pe o fază, ia naştere o supratensiune cu un caracter tranzitoriu, identică cu cea de comutaţie. În mod asemănător, la ruperea arcului de punere la pămînt are loc o suprapunere a unei supratensiuni de comutaţie peste supratensiunea staţionară.

În momentele finale, care preced ruperea definitivă a arcului, se pot suprapune supratensiuni datorită cîtorva intermitenţe ale arcului de punere la pămînt, în special la reţele cu curenţi mici capacitivi (arc instabil).

Mai trebuie menţionat că în cazul cînd apar supratensiuni prelungite ne-am apropiat de rezonanţă pe circuitul echivalent considerat, în care s-au introdus reactanţele de regim permanent (sincrone) ale generatorilor.

Reactanţele de scăpări ale generatorilor, mai mici de 3—10 ori ca cele sincrone, pot însă, şi ele conduce la apropiere de rezonanţă pentru armonici, pe acelaşi circuit echivalent din figura 1.1.

În plus, disimetriile create în generator şi la bornele sarcinii sînt generatoare de armonici. De aceea fenomenul este însoţit de o deformare a curentului şi a tensiunii, observată la oscilogramele încercărilor pe viu făcute în trecut. Acest fenomen asociat poate mări valoarea supratensiunilor prelungite.

II. REACTANŢA DE CALCUL

2.1. În deducerea formulei de calcul (1.12) nu s-a ţinut seama de corecţia pe care o introduce neliniaritatea curbei de mers în gol a generatorului.

În domeniul nesaturat al caracteristicii de mers în gol, predeterminarea tensiunii la bornele generatorului se face comod prin calcul (formula (1.12)), utilizînd reactanţa sincronă, ca mărime de valoare dată constantă.

În domeniul saturat, problema devine mai complicată din cauza neliniarităţii relaţiei dintre forţa magnetomotoare şi cea electromotoare.

Totuşi, şi în acest domeniu, pentru variaţia mică a tensiunii după punerea la pămînt, se poate liniariza caracteristica de mers în gol prin reducerea la o dreaptă tangentă la curba de mers în gol în punctul iniţial de funcţionare. Într-a-

devăr, în cazul în care se presupuse că componenta watată a curentului variază puțin după punerea la pământ (fig. 2.1), variația fluxului are loc numai pe direcția fluxului rezultant (Φ_0). Acest fapt permite folosirea unei reactanțe constantă dată de caracteristica liniarizată de mers în gol (relația 2.25).

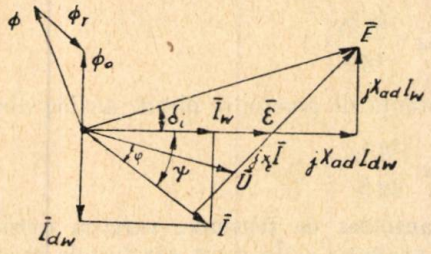


Fig. 2.1

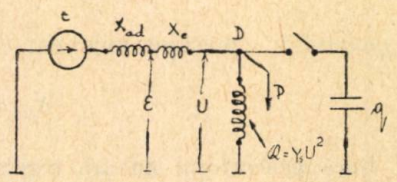


Fig. 2.2

Rezultatele experimentale obținute verifică acest raționament în cazul variațiilor mici ale tensiunii la borne, caracteristice acestei supratensiuni.

În cazul cînd intervine o variație mare a tensiunii înainte și după punerea la pământ, reactanța sincronă de valoare constantă nu mai poate fi utilizată în calcul, intervenind ca o mărime variabilă dependentă de punctul de funcționare de pe caracteristica de mers în gol, adică de forța electromotoare din « spatele » reactanței de scăpări ε a cărei valoare trebuie predeterminată. Cum nu se cunoaște tensiunea la borne, se impune folosirea metodei aproximațiilor succesive.

Metoda se va aplica unei scheme echivalente a unui generator cu poli înecați debitînd pe un consumator cu caracteristici statice $P=$ const. și $Q=KU^2=Y_s.U^2$. Schema echivalentă în care s-au neglijat rezistențele este reprezentată în figura 2.2. S-a notat cu:

E, f.e.m., în « spatele » reactanței de reacție a generatorului.

X_{ad} reactanța corespunzătoare reacției indusului.

ε, f.e.m. dată de fluxul din întrefier în « spatele » reactanței de scăpări a generatorului.

X_e, reactanța de scăpări (eventual reactanța de scăpări în serie cu cea care leagă generatorul de consumator).

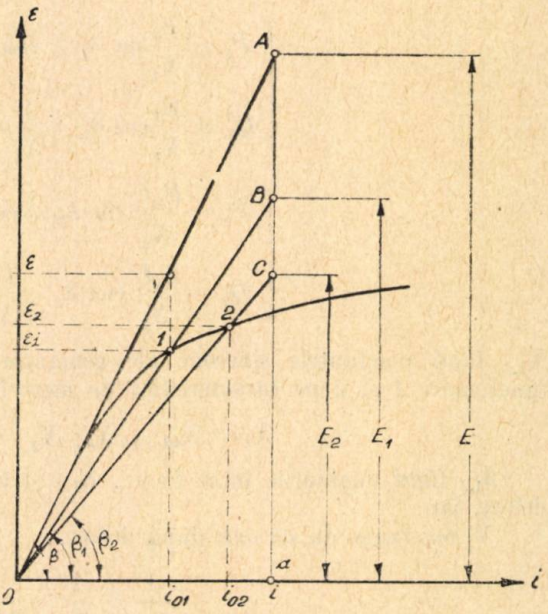


Fig. 2.3

U, tensiunea în locul unde va apare defectul de punere la pământ.

P, Q, puteri active și reactive absorbite de consumator $q=\dfrac{1}{X_h-X_i}$ puterea reactivă la $U=1$ (în unități relative) dată de șuntul introdus de defect.

Vom considera pe caracteristica de mers în gol a generatorului, din figura 3.3, punctul de funcționare înainte de defect 1 și vom presupune cunoscut punctul

de funcţionare după defect 2. În funcţionarea saturată în punctul 1 reactanţa de reacţie a generatorului va fi determinată prin reducerea valorii nesaturate în raportul pantelor dreptelor OA şi OB

$$X_{ad_1} = X_{ad} \cdot \frac{\operatorname{tg} \beta_1}{\operatorname{tg} \beta}.$$

În punctul 2 — presupus cunoscut — reactanţa de reacţie se obţine analog din

$$X_{ad_2} = X_{ad} \cdot \frac{\operatorname{tg} \beta_2}{\operatorname{tg} \beta}.$$

Dacă generatorul nu are regulator automat de tensiune, variaţia tensiunii la borne se face pentru acelaşi curent de excitaţie i. În acest caz forţele electromotoare în « spatele » reactanţelor de reacţie înainte şi după defect sînt

$$E_1 = \overline{Ba} \text{ şi } E_2 = \overline{Ca},$$

care corespund cu caracteristicile liniarizate duse prin punctele de funcţionare (1 şi 2) curentului de excitaţie $i = \text{const}$.

Ecuaţiile de conservare ale puterilor active şi reactive înainte ($U = 1$) şi după punerea la pămînt ($U = U$) dau

$$\begin{cases} P_1 = \dfrac{E_1}{X_1} \sin \delta_1 = \text{const}, \\ Q_1 = \dfrac{E_1}{X_1} \cos \delta_1 - \dfrac{1}{X_1} = \dfrac{1}{X_s}, \end{cases} \tag{2.1}$$

$$\begin{cases} P_2 = \dfrac{E_2 U}{X_2} \sin \delta_2 = \text{const.}, \\ Q_2 = \dfrac{E_2 U}{X_2} \cos \delta_2 - \dfrac{U^2}{X_2} = \dfrac{U^2}{X_s'}, \end{cases} \tag{2.2}$$

$X_{1,2}$ fiind reactanţele sincrone ale generatorului corespunzătoare punctelor de funcţionare 1 şi 2 pe caracteristica de mers în gol

$$X_1 = X_{ad_1} + X_e; \; X_2 = X_{ad_2} + X_e, \tag{2.3}$$

$\delta_{1,2}$ fiind unghiurile între f.e.m., $E_{1,2}$ şi tensiunea U înainte, respectiv după defect, iar

X_s' reactanţa de sarcină după defect,

$$\frac{1}{X_s'} = \frac{1}{X_s} - \frac{1}{X_h - X_i}.$$

Întrucît din triunghiurile $OB\bar{a}$ şi $OC\bar{a}$ se obţine

$\dfrac{E_1}{X_{ad_1}} = \dfrac{E_2}{X_{ad_2}}$, ţinînd seama de (2.3), prima relaţie din (2.2) capătă forma

$$P_2 = E_1 \frac{X_{ad_2}}{X_{ad_1}} \cdot \frac{U}{X_{ad_2} + X_e} \cdot \sin \delta_2 = \text{const.}$$

Deoarece puterea activă nu variază după punere la pământ $P_1 = P_2 = \text{const}$, adică,

$$\frac{E_1}{X_{ad_1}+X_e} \cdot \sin \delta_1 = E_1 \cdot \frac{X_{ad_2}}{X_{ad_1}} \cdot \frac{U}{X_{ad_2}+X_e} \cdot \sin \delta_2,$$

de unde

$$\sin \delta_1 = \lambda U \sin \delta_2 \text{ sau } \cos \delta_2 = \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{\lambda^2 U^2}}, \tag{2.4}$$

în care

$$\lambda = \frac{1+\dfrac{X_e}{X_{ad_1}}}{1+\dfrac{X_e}{X_{ad_2}}}.$$

Din a doua relațiile din ecuațiile (2.1) se obține

$$E_1 = \frac{\left(\dfrac{1}{X_1}+\dfrac{1}{X_s}\right)}{\cos \delta_1} \cdot X_1 \text{ sau } E_2 = \frac{X_{ad_2}}{X_{ad_1}} \frac{\left(\dfrac{1}{X_1}+\dfrac{1}{X_s}\right)}{\cos \delta_1} \cdot X_1 . \tag{2.5}$$

Înlocuind în ultima relație din (2.2) pe $\cos \delta_2$ din (2.4) și pe E_2 din (2.5) se ajunge la expresia

$$\frac{\lambda}{\cos \delta_1} \cdot \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{\lambda^2 U^2}} = U \cdot \frac{\dfrac{1}{X_2}+\dfrac{1}{X_s'}}{\dfrac{1}{X_1}+\dfrac{1}{X_s}} = U \cdot K_1, \tag{2.6}$$

dacă se notează

$$K_1 = \frac{\dfrac{1}{X_2}+\dfrac{1}{X_s'}}{\dfrac{1}{X_1}+\dfrac{1}{X_s}}.$$

Ecuația (2.6) determină valoarea tensiunii de secvență directă după defect

$$U^2 = \frac{\lambda^2 + \sqrt{\lambda^4 - K_1^2 \cdot \sin^2 2\,\delta_1}}{2 \cdot K_1^2 \cdot \cos^2 \delta_1}. \tag{2.7}$$

În expresia (2.7) U este exprimat funcție de parametri cunoscuți δ_1, X_{ad_1}, X_e, X_s, X_s' și funcție de reactanța de reacție X_{ad_2} necunoscută. Se procedează, în consecință, prin aproximații succesive.

Se alege o reactanţă $X'_{ad_2} \leqslant X_{ad_1}$ şi se determină tensiunea U' cu formula (2.7); se obţine apoi forţa electromotoare a întrefierului

$$\varepsilon' = \sqrt{\left(U' + \frac{U'^2 \cdot (Y_s - q) X_e}{U'}\right)^2 + \left(\frac{P X_e}{U'}\right)^2} =$$

$$= \sqrt{U'^2 [1 + (Y_s - q) X_e]^2 + \left(\frac{P X_e}{U'}\right)^2}. \qquad (2.8)$$

F.e.m., ε' îi corespunde în planul ε, i un punct M, pe dreapta OM, (fig. 2.4) a cărei pantă este $\operatorname{tg} \beta' = \alpha \cdot X'_{ad_2}$ unde α este o constantă (coeficientul de transformare de la stator la rotor).

Se alege o altă reactanţă X''_{ad_2} şi se obţine analog un punct N. Dreapta $\overline{MN}$ determină cu bună aproximaţie pe caracteristica de mers în gol punctul 2 de funcţionare după defect — deci valoarea f.e.m. din «spatele» reactanţei de scăpări ε. Cunoscînd ε, se calculează apoi tensiunea U din punctul de defect.

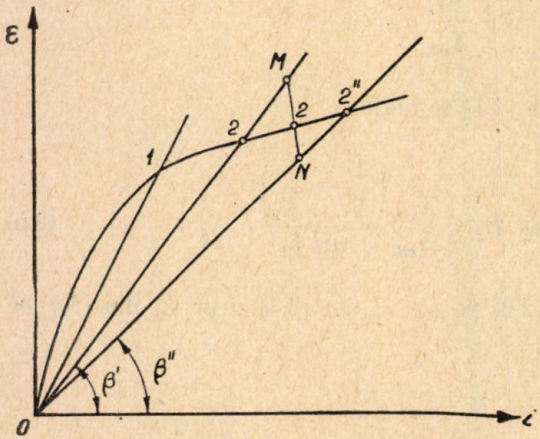


Fig. 2.4

În cazul general consumatorul este legat de generator printr-un cvadripol, care reprezintă schemele echivalente în T, π sau Γ ale transformatorului ridicător, liniei de transport şi transformatorului coborîtor înlănţuite, schema de calcul avînd forma din figura 2.5.

Aplicînd teorema Helmholtz — Thévenin, reţeaua din figura 2.5 se poate descompune în 2 reţele ca în figura 2.6, *a* şi *b*.

Deoarece la locul defect $\bar{U}_1 = 0 = \bar{U}_d + \bar{U}_i + \bar{U}_h$ pentru aflarea tensiunii U_d este suficientă reţeaua pasivă. Reducînd reţeaua de secvenţă directă, se obţine pentru reţeaua pasivă schema din figura 2.7.

Se observă uşor că schema din figura 2.7 este asemănătoare cu cea din figura 2.2, ceea ce permite ca relaţia (2.7) să se folosească şi în acest caz.

2.2. În cazul unei puneri la pămînt la bornele generatorului, se poate uneori neglija reactanţa de scăpări faţă de cea de reacţie. În formula (2.7) λ devine egal cu 1 şi relaţia de calcul este

$$U_d^2 = \frac{1 + \sqrt{1 - K_1^2 \cdot \sin^2 2\delta_1}}{2 \cdot K_1^2 \cdot \cos^2 \delta_1} \qquad (2.9)$$

asemănătoare cu relaţia (1.11) cu precizarea $K_1 \neq K$.

Pentru variaţii nu prea mari ale puterii reactive după punerea la pămînt, dacă $X_e \cong 0$ ($\lambda \cong 1$ şi $U \cong \varepsilon$), se poate indica o metodă care nu foloseşte aproximaţiile succesive. Metoda constă în deducerea unei relaţii între reactanţa înainte de defect (X_{ad_1}) şi reactanţa după defect (X_{ad_2}), posibilă dacă se consideră caracteristica de mers în gol o dreaptă între punctul iniţial de funcţionare şi punctul de funcţionare după defect.

Ducînd o tangentă la caracteristica de mers în gol în punctul inițial de funcționare 1, se pot scrie conform figurii 2.8 următoarele relații

$$\left.\begin{aligned} X_{ad_2} &= \frac{\operatorname{tg}\beta_2}{\alpha} = \frac{\varepsilon}{\alpha \cdot i_{02}} \qquad (\varepsilon_2 = \varepsilon), \\ X_{ad_1} &= \frac{\operatorname{tg}\beta_1}{\alpha} = \frac{1}{\alpha \cdot i_{01}} \qquad (\varepsilon_1 = 1), \end{aligned}\right\} \tag{2.10}$$

în care α este coeficientul de transformare de la stator la rotor.

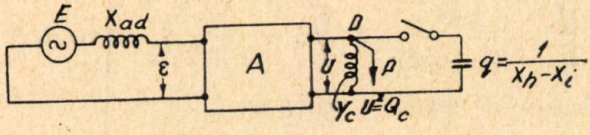


Fig. 2.5

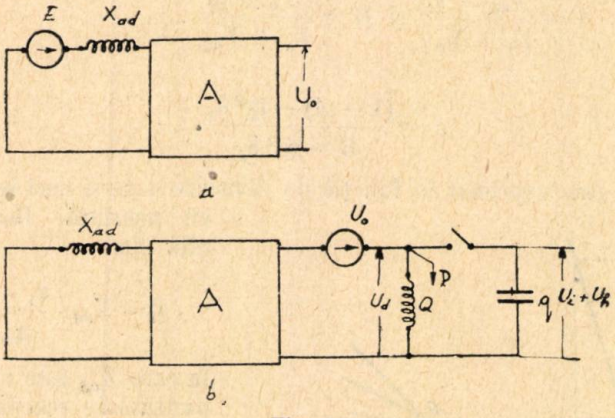


Fig. 2.6

Definim de asemenea reactanța de regim permanent a unui generator care ar avea drept caracteristică de mers în gol dreapta tangentă în punctul inițial de funcționare. Această reactanță are valoarea

$$x_t = \frac{\operatorname{tg}\beta}{\alpha} = \frac{\Delta\varepsilon}{i_{02} - i_{01}} \cdot \frac{1}{\alpha} = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta i} \cdot \frac{1}{\alpha} = \frac{1}{y_t} \,. \tag{2.11}$$

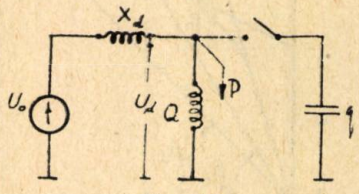


Fig. 2.7

Din relațiile (2.10) și (2.11) obținem

$$Y_{ad_2} = \frac{1}{X_{ad_2}} = \frac{\alpha \cdot i_{02}}{\varepsilon} = \frac{\alpha\,(i_{01} + \Delta i)}{\varepsilon} = \frac{Y_{ad_1}}{\varepsilon} + \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} \cdot y_t \,. \tag{2.12}$$

Reluăm ecuația a doua din relația 2.2 sub forma

$$E_2 \cdot Y_{ad_2} \cos\delta_2 - Y'_s \cdot \varepsilon = Y_{ad_1} \cdot \varepsilon \tag{2.13}$$

sau dacă ținem seama de (2.12)

$$E_2\, Y_{ad_2} \cos \delta_2 - Y'_s \varepsilon = Y_{ad_1} + (\varepsilon - 1) \cdot y_t \,. \tag{2.14}$$

Folosind relațiile (2.4) și (2.5) obținem în definitiv

$$\frac{Y_s + Y_{ad_1}}{\cos \delta_1} \cdot \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{\varepsilon^2}} - Y'_s \cdot \varepsilon = Y_{ad_1} + (\varepsilon - 1) \cdot y_t \,. \tag{2.15}$$

Ecuația (2.15) este de gradul IV în ε și prezintă greutăți de rezolvare. Dacă se aproximează

$$\sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{\varepsilon^2}} = \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{(1 + \Delta\varepsilon)^2}} \cong \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \delta_1}{1 + 2\,\Delta\varepsilon}} \cong \cos \delta_1 + \frac{(\varepsilon - 1) \cdot \sin^2 \delta_1}{\cos \delta_1},$$

se ajunge la o ecuație de gradul I de forma

$$1 + (\varepsilon - 1) \operatorname{tg}^2 \delta_1 = A + B\varepsilon, \tag{2.16}$$

în care s-a notat

$$A = \frac{Y_{ad_1} - y_t}{Y_s + Y_{ad_1}} \text{ și } B = \frac{Y'_s + y_t}{Y_s + Y_{ad_1}} \,.$$

Rezultă

$$\varepsilon = \frac{(1 - A) - \operatorname{tg}^2 \delta_1}{B - \operatorname{tg}^2 \delta_1} \,. \tag{2.17}$$

În (2.17) ε este exprimat în funcție de elemente date și deci se poate calcula cu ușurință. Reactanța x_t se află din

$$x_t = X_{ad} \cdot \frac{\varepsilon_1 - a}{\varepsilon_{nes}} \tag{2.18}$$

în care X_{ad} este reactanța corespunzătoare reacției indusului pe porțiunea nesaturată a caracteristicii de mers în gol, iar a ordonata de origine a tangentei dusă în punctul inițial de funcționare (fig. 2.8).

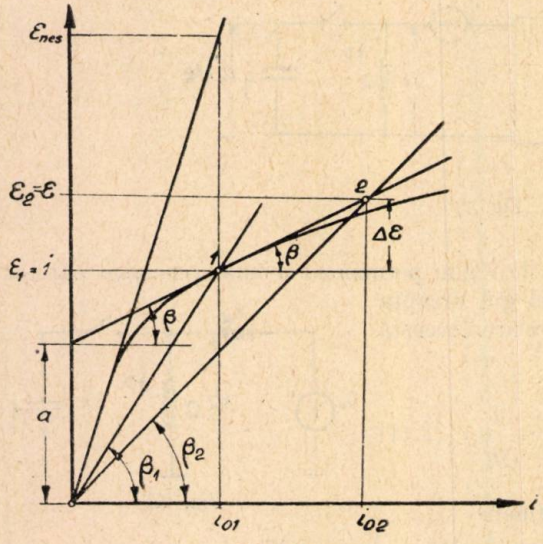


Fig. 2.8

2.3 La factor de putere prost $\cos \varphi = 0$ (sau la funcționare în gol) se poate indica o altă metodă dacă definim o reactanță echivalentă constantă a unei mașini sincrone nesaturate, care să aibă aceeași comportare în sistem, pentru variații mici în jurul valorilor parametrilor de funcționare dați ai generatorului saturat. Caracteristica de mers în gol a acestei mașini nesaturate este o dreaptă tangentă în punctul inițial de funcționare 1, care se află pe caracteristica reală de mers în gol.

Între forțele electromotoare și curenții de excitație există următoarele relații (fig 2.9):

$$\begin{aligned} \varepsilon &= a + bi_0 \ , \\ E &= a + bi \ , \end{aligned} \tag{2.19}$$

unde

ε este forța electromotoare dată de fluxul din întrefier,

E este forța electromotoare fictivă corespunzătoare curentului de excitație (i) pe caracteristica liniarizată,

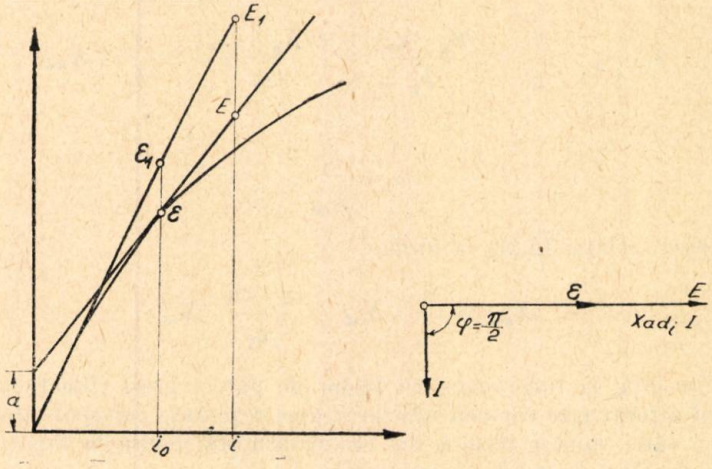


Fig. 2.9

b este panta caracteristicii liniarizată.

i_0 este curentul de excitație rezultant.

Pentru funcționare inductivă ($\cos \varphi = 0$) avem

$$\begin{aligned} i &= i_0 + \frac{I}{\alpha} \ , \\ E &= \varepsilon + X_{ad_1} \cdot I \ , \end{aligned} \tag{2.20}$$

I fiind curentul statoric, α raportul său de transformare la cel rotoric, iar X_{ad_1} o reactanță echivalentă reacției indusului în mașina sincronă nesaturată.

Din (2.19) și (2.20) rezultă

$$E - \varepsilon = b\,(i - i_0) = b \cdot \frac{I}{\alpha} = X_{ad_1} \cdot I$$

adică

$$X_{ad_1} = \frac{b}{\alpha} \ . \tag{2.21}$$

Pentru determinarea lui α se folosesc rezultatele funcționării în gol și în scurt circuit trifazat. Pe porțiunea rectilinie a caracteristicii de mers în gol se poate scrie

$$\left.\begin{aligned} \varepsilon_1 &= b_1 \cdot i_0 \ , \\ E_1 &= b_1 \cdot i \ , \end{aligned}\right\} \tag{2.22}$$

b_1 fiind panta porțiunii rectilinii a caracteristicii reale și la scurtcircuit

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= x_e I, \\ E_1 &= X_g I, \\ \alpha &= \frac{I}{i - i_0}, \end{aligned} \tag{2.23}$$

x_e și X_g fiind respectiv reactanța de scăpări și cea sincronă. Din (2.22) și (2.23) se obține

$$i - i_0 = \frac{I}{\alpha} = \frac{E_1 - \varepsilon_1}{b_1} = \frac{I(X_g - x_e)}{b_1} = \frac{I}{b_1} \cdot X_{ad}, \tag{2.24}$$

sau

$$\alpha = \frac{b_1}{X_{ad}}.$$

Cu aceasta relația (2.21) ia forma

$$X_{ad_1} = \frac{b}{b_1} \cdot X_{ad} = \frac{\varepsilon - a}{\varepsilon_1} \cdot X_{ad}. \tag{2.25}$$

În consecință, la funcționare cu factor de putere prost (funcționare în gol), în domeniul saturat este comodă utilizarea unei reactanțe corespunzătoare reacției indusului, a cărei valoare rezultă din cea nesaturată redusă în raportul pantelor caracteristicilor liniarizate de mers în gol.

Observăm că relația (2.25) s-a mai folosit la (2.11) și (2.18) și ea este evidentă pentru un generator care ar avea caracteristica de mers în gol de forma celei considerate (o dreaptă care nu trece prin origine). Demonstrația de mai sus a avut ca scop să arate că pentru $\cos \varphi = 0$ acest generator este echivalent (are aceeași comportare în sistem) ca și generatorul real, pentru variații mici ale parametrilor.

Pentru calcule rapide, se poate folosi reactanța dată de (2.25) și la un factor de putere $\neq 0$, după cum s-a arătat la început, aproximația care se face asupra componentei watate a curentului fiind neglijabilă în determinarea reactanței, dacă variația de tensiune nu este mare. Acest lucru a fost confirmat de rezultatele experimentale.

III. REZULTATE EXPERIMENTALE

Verificarea experimentală a noii interpretări date fenomenului de supratensiuni în rețele cu neutrul izolat, s-a efectuat în laboratorului Institutului politehnic București în lunile mai-iunie, 1954. S-a realizat un model electric compus din generator — linie — consumator — schema de principiu fiind cea din figura 3.1.

Generatorul a fost reprezentat de un grup sincron cu poli înecați, de putere nominală 30 kVA și tensiune nominală 220 V. Caracteristicile de mers în gol, de scurtcircuit trifazat, bifazat și monofazat care au fost ridicate, sînt reproduse în figura 3.2, unde punctat este arătată și caracteristica de mers în gol normală (tip) a mașinilor sincrone de construcție sovietică.

Analizînd caracteristicile de mers în gol, se constată că generatorul folosit funcționează mai saturat decît generatorii centralelor electrice reale.

În cazul generatorului sincron de 30 kVA se găsește că raportul $\frac{O'b}{O'a}$ (fig. 3.2), care indică depărtarea caracteristicii de mers în gol de prelungire a por-

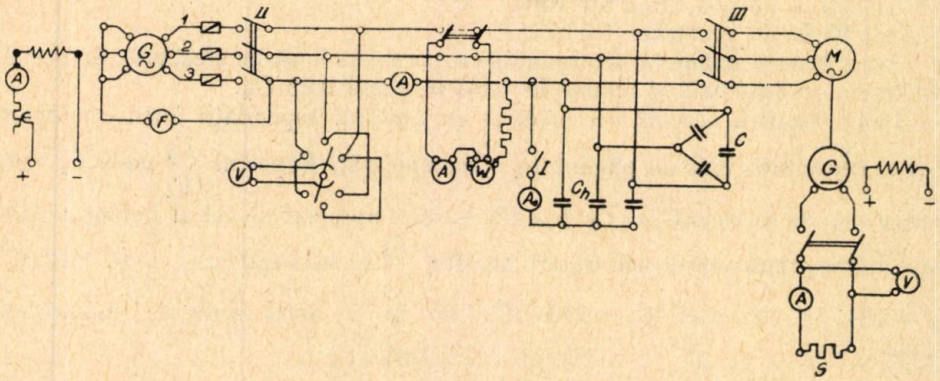


Fig. 3.1

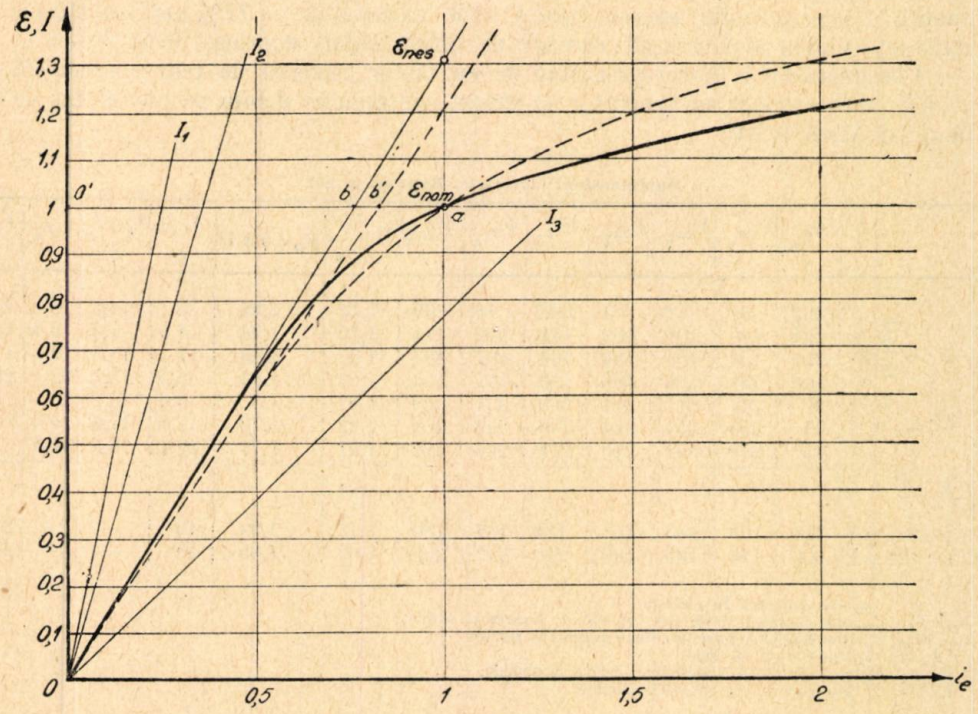


Fig. 3.2

țiunii rectilinii a caracteristicii, are valoarea 0,76 față de $\frac{O'b'}{O'a}$ =0,83 la turbo-alternatorii cu caracteristică normală de mers în gol, construiți în Uniunea

Sovietică. La alţi turboalternatori cercetaţi, s-au găsit următoarele valori ale raportului:

— 0,88 la un generator Siemens,
— 0,9 la un generator construit în R. Cehoslovacă,
— 0,95 la un generator tip BBC,
— 0,95 la un generator GANZ.

Acest lucru a impus ca determinările experimentale să fie efectuate, în special, sub tensiunea nominală şi anume în jurul tensiunii 0,92 U_n.

Linia electrică aeriană s-a modelat cu ajutorul capacităţii între conductori C şi a capacităţii faţă de pămînt C_h (homopolară). Raportul $\frac{C_h}{C_s}$ unde C_s este capacitatea de serviciu($C_s = C_h + 3\ C$), s-a ales apropiat de cel al liniilor aeriene reale. Într-o primă serie de măsurători, raportul $\frac{C_h}{C_s}$ s-a luat egal cu $\sim \frac{3}{4}$ ($C = 22$ μF; $C_h = 184$ μF şi deci $C_s = 250$ μF), iar în a doua serie de măsurători $\frac{C_h}{C_s} \cong \frac{2}{3}$ ($C = 44$ μF; $C_h = 272$ μF; $C_s = 404$ μF).

Nu s-a luat în considerare reactanţa longitudinală a liniei aeriene, neglijabilă faţă de reactanţa generatorului. Rezistenţa liniei aeriene a fost reprezentată de rezistenţa ohmică a generatorului sincron, care a avut valoarea de $\sim 11\%$ mai mare decît rezistenţa liniilor aeriene reale, care are de obicei valori cuprinse între 4 — 6%.

Consumatorul a fost reprezentat de un motor asincron de putere nominală 12 kW, care antrena un generator de curent continuu ce debita pe un reostat de lămpi de circa 9 kW.

Tabloul nr. 3.1

Supratensiuni măsurate. Reţeaua în gol

Nr. crt.		i_e A	V_{13} V	V_{23} V	V_{12} V	V'_{13} V	V'_{23} V	V'_{12} V	$U = \frac{V'}{V}$	$E_p = \sqrt{3}\ U$	$I_{1,2,3}$ A	$I'_1 = I'_2$ A	I'_3 A	I_0 A
1	$\frac{C_h}{C_s} = \frac{3}{4}$; $C_h = 184$ μF; $C_s = 250$ μF	2,2	62	62	62	69,6	70	69	1,12	1,94	3	4,8	8	7,18
2		2,8	100	100	100	111	112	111	1,12	1,94	4,6	7,6	12,8	11,3
3		3,9	154	154	154	166	167	164	1,08	1,88	7	11,5	19	17
4		4,8	186	186	186	196	197	195	1,06	1,83	8,5	13,5	22,5	20
5		6	211	211	211	220	221	220	1,04	1,8	9,6	15,2	25	—
6		11	254	254	254	260	262	258	1,02	1,76	11,6	17,8	29,5	—
7		15	270	270	270	274	274	272	1,01	1,75	12,4	18,8	31,5	—
	$\frac{C_h}{C_s} = \frac{3}{2}$													
1	$C_h = 272$ μF	3,4	163	163	163	182	184	180	1,12	1,94	12	—	—	23,7
2	$C_s = 404$ μF	4,6	196	196	196	210	212	209	1,07	1,85	13	—	—	27,2

i_e este curentul de excitaţie;
V_{13}, V_{23} V_{12}, sînt tensiunile între faze înainte de punerea la pămînt;
V'_{13}, V'_{23}, V'_{12} sînt tensiunile între faze după punerea la pămînt;
I_1, I_2, I_3 sînt curenţii pe linie;
I'_1, I'_2, I'_3, sînt curenţii pe linie după punerea la pămînt;
I_0 este curentul de punere la pămînt.

Supratensiuni staţionare care au loc într-o reţea care funcţionează în gol, atunci cînd o fază se pune la pămînt, s-au reprodus în modelul din figura 3.1 prin închiderea întrerupătorului monopolar I, scurtcircuitînd capacitatea homopolară (la pămînt) a fazei 3. În prealabil, generatorul a fost excitat pentru o tensiune dorită la borne (întrerupătorul III rămîne deschis în această parte a experienţei). Rezultatele măsurătorilor sînt date în tabloul nr. 3.1.

Rezultatele obținute experimental s-au verificat prin calcul. Dacă în relația (1.12) se face $\delta = 0$ (funcționare în gol), se obține

$$U = \frac{1}{K} = \frac{1}{1 - \frac{q}{Q}}, \tag{3.1}$$

în care $q = \frac{1}{X_h} = Y_h$ (se neglijează reactanța inversă), iar $Q = Y_{g_1} + Y_s$; Y_{g_1} fiind reactanța generatorului echivalent dat de relația (2.25) $Y_{g_1} \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon - a} \cdot Y_g$, neglijînd reactanța de scăpări ($x_e = 3\ \%$).

Reactanța sincronă nesaturată a generatorului sinusoidal dedusă din f.e.m. la mers în gol — pe porțiunea rectilinie a caracteristicii — și curentul de scurt-circuit trifazat este $X_g = 105\ \%$ (1,7 Ω).

Y_s admitanța sarcinii este la mers în gol aproximativ egală cu admitanța corespunzătoare capacității de serviciu a liniei

$$Y_s = 2\pi f \cdot C_s,$$

iar admitanța homopolară este dată de $Y_h = 2\pi f C_h$.

Înlocuind numeric, se obține

$$\left.\begin{aligned} Y_{s_1} &= 0{,}0782\ S \\ Y_{h_1} &= 0{,}0578\ S \end{aligned}\right\} \text{ pentru } \left\{\begin{aligned} C_s &= 250\ \mu F, \\ C_h &= 184\ \mu F, \end{aligned}\right.$$

$$f = 49{,}75\ \text{Hz}$$

$$\left.\begin{aligned} Y_{s_2} &= 0{,}126\ S \\ Y_{h_2} &= 0{,}085\ S \end{aligned}\right\} \text{ pentru } \left\{\begin{aligned} C_s &= 404\ \mu F \\ C_h &= 272\ \mu F. \end{aligned}\right.$$

Tabloul nr. 3.2

Nr. crt.	ε_v	a_v	ε_1	X_{g_1} %	U	E_p calculat	E_p măsurat
1	40,2	0	40,2	105	1,12	1,94	1,94
2	64,2	0	64,2	105	1,12	1,94	1,94
3	96	27	102	69	1,08	1,87	1,88
4	113,2	46	128	53,5	1,057	1,83	1,83
5	127	71	162	35,3	1,036	1,795	1,8
6	151	119	282	11,6	1,015	1,753	1,76
7	158,2	133	360	6,64	1,01	1,75	1,75
1	106	39	117	58,5	1,12	1,94	1,94
2	122	65	150	44,2	1,07	1,85	1,85

Supratensiunile calculate și cele măsurate sînt trecute în tabloul nr. 3.2 în care s-a notat cu:

ε — f.e.m. în întrefier (egală aproximativ cu tensiunea la borne);

a — ordonata la origine a tangentei dusă în punctul de funcționare;

ε_1 — f.e.m. din întrefier pe prelungirea porțiunii rectilinie a caracteristicii de mers în gol.

În partea a doua a experienţei s-a alimentat motorul asincron, prin închiderea întrerupătorului III (fig. 3.1). Punerea la pământ a fazei 3 s-a reprodus prin închiderea întrerupătorului monopolar I.

Valorile obţinute se pot urmări în tabloul nr. 3.3.

Tabloul nr. 3.3

Nr. crt.	C	i_A	V_{12V}	$V_{23\,V}$	$V_{31\,V}$	V'_{12V}	V'_{23V}	$V'_{31\,V}$	$u=\frac{V'}{V}$	E_p	$P_{13\,W}$	$P_{23\,W}$	$P_{G\,W}$	tg φ	$I_{0\,A}$
1	$C_h=184\mu F$ $C_s=250\mu F$	6,8	180	180	180	185,6	186	186	1,032	1,79	4 350	5 550	9 900	0,21	14
2		7,3	188,4	188,4	188,4	194	194,4	194,4	1,032	1,79	4 200	5 620	9 820	0,251	14,5
3		8,7	208	208	208	212	212,4	212,6	1,02	1,77	4 140	6 620	10360	0,348	15,7
4	$C_h=272\mu F$ $C_s=404\mu F$	6	166	166	166	178,4	179	180	1,085	1,88	4 580	5 240	9 820	0,119	22,8
5		7,8	202	202	210	210	210	211	1,045	1,81	4 430	5 700	10130	0,218	26,4

P_{13} şi P_{23} sînt puteri active măsurate prin metoda celor 2 wattmetre. Puterea totală dată de generator este $P_G=P_{13}+P_{23}$.

Factorul de putere cos φ s-a dedus din

$$\operatorname{tg}=\sqrt{3}\cdot\frac{P_{13}-P_{23}}{P_{13}+P_{23}}$$

I_0 este curentul de punere la pământ indicat de ampermetrul A_0.

Prin calcul, supratensiunile se verifică folosind una din metodele indicate. Spre exemplificare, vom aplica pentru măsurătoarea de la punctul 4 al tabloului nr. 3.3 metoda aproximaţiilor succesive.

Punctul iniţial de funcţionare al generatorului pe caracteristica de mers în gol $\left(\varepsilon \cong U=\frac{166}{\sqrt{3}}=96\ \text{V}\right)$ îi corespunde reactanţa $X_{ad_1}=\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon}\cdot X_{ad}=\frac{96}{104}\cdot 1{,}655=1{,}53$ şi unghiul δ_1 din

$$\operatorname{tg}\delta_1=\frac{X_{ad_1}\cdot I_1\cdot\cos\varphi_1}{\frac{u}{\sqrt{3}}+X_{ad_1}\cdot I_1\sin\varphi_1}=0{,}507;\ \delta_1=26°50'.$$

În sarcină frecvenţa generatorului a scăzut la 48,5 Hz datorită motorului asincron de antrenare şi deci a fost necesar să se efectueze corecţii asupra caracteristicii de mers în gol şi asupra reactanţelor generatorului. Reactanţa sincronă nesaturată a generatorului sincron este 1,655 Ω la frecvenţa de lucru, faţă de 1,7 Ω frecvenţa nominală.

Deoarece am presupus reactanţa de scăpări a generatorului $x_e=0$, iar linia aeriană s-a modelat numai prin capacităţile între conductori şi între conductori şi pământ, vom obţine conform figurii 3.3

$$Y_s=-C_s\omega+Y_c\ \text{şi}\ Y'_s=-C_s\omega+Y_c-q\cong-C_s\omega+Y_c-C_h\omega,$$

în care Y_c este admitanţa consumatorului de putere reactivă.

Punctul de funcţionare după defect a fost încadrat considerînd întîi

$$X'_{ad_2}=X_{ad_1}=1{,}53\ \Omega,$$

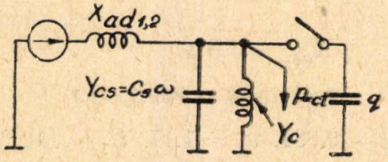

$X_{ad1,2}$
$Y_{cs}=C_s\omega$
p_{cd}
q
Y_c

Fig. 3.3

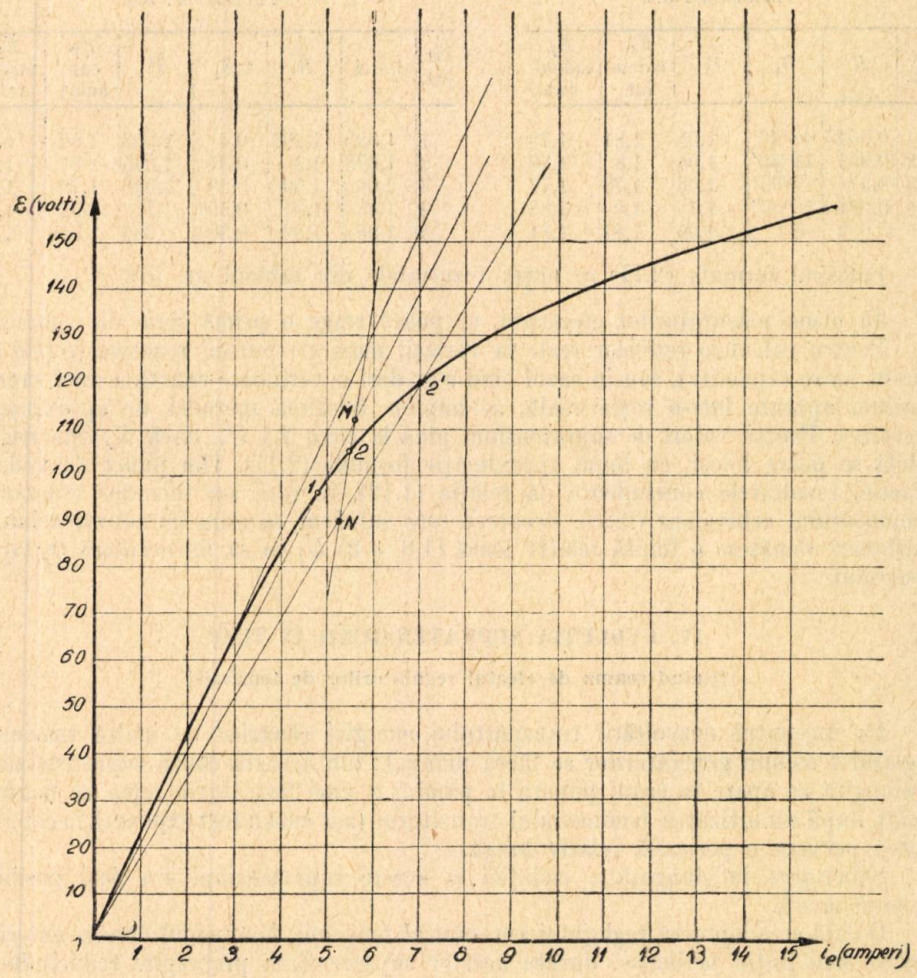

E(volti)
150
140
130
120
110
100
90
80
70
60
50
40
30
20
10
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
i_e(amperi)
N_0
2'
2
1_0
N

Fig. 3,4

şi apoi

$$X''_{ad_2} = 1{,}3\ \Omega$$

s-a obţinut

$$K'_1 = 0{,}881,\ u_1 = 1{,}17,\ U_1 = 112\ \text{V},$$

$$K''_1 = 1{,}048,\ u_2 = 0{,}94,\ U_2 = 90\ \text{V}.$$

Tensiunilor U_1 şi U_2 le corespund în figura 3.4 punctele M şi N.

Dreapta MN determină pe caracteristică de mers în gol punctul 2 — adică o tensiune după defect de 105 V — faţă de 104 V măsurat.

Rezultatele suficient de apropiate de cele experimentale se găsesc dacă se foloseşte reactanţa generatorului echivalent (2.25) cum se vede în tabloul nr. 3.4.

Tabloul nr. 3.4

Nr. crt.	K	δ_1	U	E_p calculat	E_p măsurat
1	0,9546	13°40′	1,05	1,81	1,79
2	0,961	11°30′	1,04	1,8	1,79
3	0,97	7°30′	1,03	1,78	1,77
4	0,928	16°50′	1,1	1,9	1,88
5	0,952	8°	1,05	1,81	1,81

Tabloul nr. 3.5

Nr. crt.	$1-A$	B	$\text{tg}\delta_1$	U	E_p calculat	E_p măsurat
1	1,528	1,292	0,4	1,053	1,82	1,79
2	1,678	1,3	0,37	1,045	1,81	1,79
3	2,06	1,99	0,29	1,035	1,79	1,77
4	1,43	1,31	0,507	1,11	1,92	1,88
5	1,99	1,89	0,304	1,055	1,825	1,81

Folosind formula (2.17) se obţin rezultatele din tabloul nr. 3.5.

În urma măsurătorilor efectuate, se poate trage o primă serie de concluzii.

Pentru calculele reţelelor reale la variaţii mari ale puterii reactive (reţele cu curent mare capacitiv), sau în cazul cînd s-ar dori o verificare exactă a unei supratensiuni apărute într-o reţea reală, se impune folosirea metodei de aproximaţii succesive. Pentru valori de supratensiuni pînă la circa 2.1 U_f, dacă X_e este neglijabilă se poate folosi, cu bună aproximaţie formula (2.17). Din punct de vedere practic, rezultatele concludente dă relaţia (1.12), în care s-a introdus reactanţa generatorului echivalent (2.25), deoarece este suficient să ştim că supratensiunile staţionare depăşesc o limită relativ joasă (1,8 + 2) U_f ca să fie necesară tratarea neutrului.

IV. EVOLUŢIA SUPRATENSIUNII ÎN TIMP

(ţinînd seama de efectul regulatorilor de tensiune)

La începutul dezvoltării transportului energiei electrice de înaltă tensiune, reglajul tensiunii generatorilor se făcea manual; din această cauză supratensiunea prelungită ce apare în cazul punerii la pămînt a unei faze într-o reţea cu neutrul izolat după amortizarea fenomenului tranzitoriu (aşa cum a fost explicată în cap. I), putea persista o perioadă relativ lungă.

Solicitarea îndelungată a izolaţiei la aceste supratensiuni era deci posibilă şi periculoasă.

O dată cu adoptarea reglajului automat al tensiunii, fenomenul descris anterior devine mai puţin periculos, durata acestor supratensiuni prelungite reducîndu-se la timpul de la apariţia supratensiunii şi pînă la readucerea tensiunii la valoarea

de reglaj. Acest timp depinde de caracteristicile regulatorului de tensiune folosit, precum şi de caracteristicile excitatricei, dar el nu poate depăşi circa 5 secunde.

Totuşi, din cauza disimetriei tensiunilor, este posibil ca şi după intervenţia regulatorului de tensiune, să rămînă în reţea o supratensiune prelungită, pe care o vom denumi supratensiune remanentă.

Într-adevăr, dacă regulatorul de tensiune este branşat între cele două faze sănătoase, între care apare tensiunea minimă, şi dacă vom lua ca unitate tensiunea stabilită de regulator între aceste faze, tensiunea dintre fiecare din fazele sănătoase şi faza pusă la pămînt va fi mai mare decît 1.

Durata acestei supratensiuni va fi egală cu timpul de funcţionare al reţelei de la apariţia defectului şi pînă la eliminarea acestuia, ajungînd chiar la cîteva ore.

Făcînd ipoteza că tensiunile între faze la bornele generatorului, unde s-a montat regulatorul de tensiune, sînt proporţionale cu cele din reţeaua în care s-a produs efectul, calculul acestei supratensiuni rezultă din cele ce urmează.

Această ipoteză este realizată, dacă:

a) reţeaua în care apare defectul este legată galvanic cu generatorul;

b) între generator şi reţea sînt numai transformatori $\Delta\Delta$ sau YY;

c) între reţeaua în care s-a produs defectul şi generator se fac două transformări de tensiune, ambele prin transformatori ΔY,

$$\left.\begin{aligned} \bar{U}_{12} &= \bar{U}_2 = \bar{U}_h + a^2\bar{U}_d + a\bar{U}_i\,, \\ \bar{U}_{13} &= \bar{U}_3 = \bar{U}_h + a\bar{U}_d + a^2\bar{U}_i\,, \\ \bar{U}_{23} &= (a^2 - a)\,(\bar{U}_d - \bar{U}_i)\,, \end{aligned}\right\} \tag{4.1}$$

$$\text{sau } \bar{U}_{12}, \bar{U}_{13} = \bar{U}_h - \frac{\bar{U}_d + \bar{U}_i}{2} \pm j\frac{\sqrt{3}}{2}(\bar{U}_d - \bar{U}_i),\ \bar{U}_{23} = \sqrt{3}\,j\,(\bar{U}_d - \bar{U}_i)\,,$$

în care

$$\left.\begin{aligned} \bar{U}_d &= \frac{\bar{Z}_i + \bar{Z}_h}{\bar{Z}_d + \bar{Z}_i + \bar{Z}_h} \cdot \bar{U}_0\,, \\ \bar{U}_i &= -\frac{\bar{Z}_i}{\bar{Z}_d + \bar{Z}_i + \bar{Z}_h} \cdot \bar{U}_0\,, \\ \bar{U}_h &= \frac{\bar{Z}_h}{\sqrt{3}\,(2\bar{Z}_i + \bar{Z}_h)} \cdot \bar{U}_0\,. \end{aligned}\right\} \tag{4.2}$$

Luînd ca unitate $\dfrac{U_{23}}{\sqrt{3}}$ (valoarea pe fază a tensiunii stabilite de regulator) rezultă în unităţi relative

$$\tau = \left| 1{,}5\,\frac{\bar{Z}_h}{2\bar{Z}_i + \bar{Z}_h}\,j + \frac{\sqrt{3}}{2} \right|, \tag{4.3}$$

unde τ este valoarea maximă a tensiunilor pe fazele sănătoase raportată la tensiunea luată ca unitate.

În cazul cînd generatorul alimentează reţeaua în care s-a produs defectul prin intermediul unui transformator cu conexiunea ΔY, tensiunile între faze, pe

partea rețelei, nu mai sînt proporționale cu tensiunile între faze la bornele generatorului; sistemul de componente ale tensiunilor va fi rotit cu: $\pm 30°$, iar sistemul de componente inverse cu $\mp 30°$.

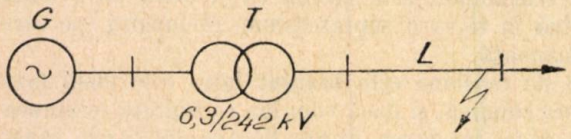


Fig. 4.1

Rezultă astfel

$$\left.\begin{aligned} \bar{U}_{12g} &= \bar{U}_d + \bar{U}_i \,, \\ \bar{U}_{23g} &= a^2\bar{U}_d + a\bar{U}_i \,, \\ \bar{U}_{31g} &= a\bar{U}_d + a^2\bar{U}_i \,, \end{aligned}\right\} \quad (4.4)$$

unde $\bar{U}_{12g}$, $\bar{U}_{23g}$, $\bar{U}_{31g}$ sînt tensiunile între faze la bornele generatorului.

$\bar{U}_d$, $\bar{U}_i$ sînt componentele directe și inverse ale tensiunilor pe fază ale rețelei.

Presupunînd, ca și în cazul anterior, că regulatorul de tensiune este montat între fazele 2 și 3 și luînd ca unitate $\frac{U_{23}}{\sqrt{3}}$ rezultă

$$\tau_g = \left| \frac{\sqrt{3}}{\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{2\bar{Z}_i + \bar{Z}_h}{\bar{Z}_h}} \right| , \quad (4.5)$$

unde τ_g este supratensiunea remanentă raportată la tensiunea de fază, stabilită de regulatorul de tensiune.

Cu aceeași unitate de măsură, supratensiunea remanentă pe partea rețelei τ_l rezultă

$$\tau_l = \left| \frac{1{,}5 + j\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\frac{2\bar{Z}_i + \bar{Z}_h}{\bar{Z}_h}}{0{,}5 + j\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\frac{2\bar{Z}_i + \bar{Z}_h}{\bar{Z}_h}} \right| . \quad (4.6)$$

Cu ajutorul acestor formule, au fost calculate supratensiunile remanente pentru cîteva tipuri de rețele *).

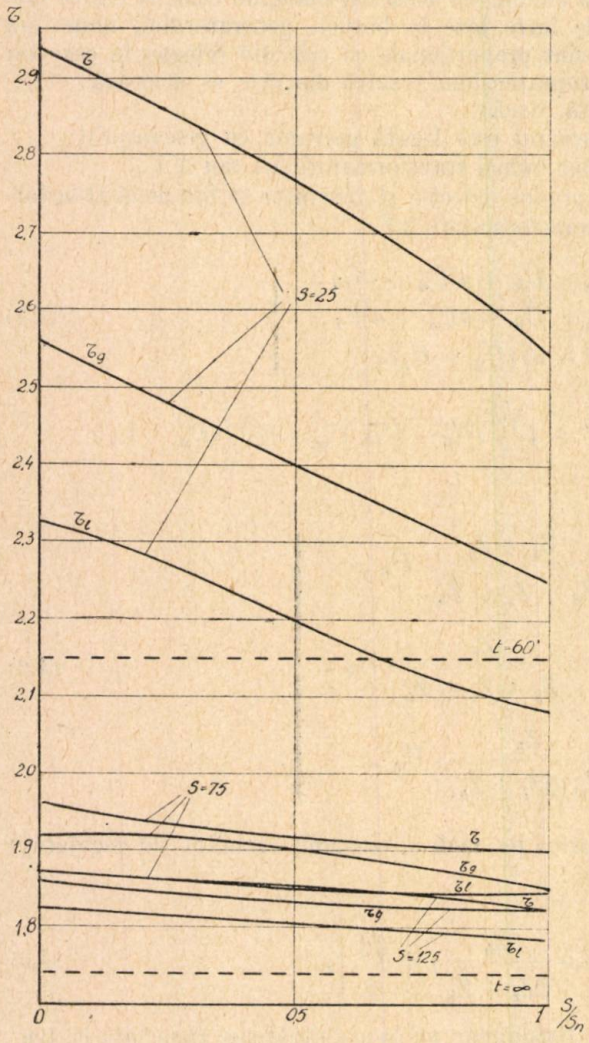


Fig. 4.2

*) Calculul a fost făcut pentru aceleași condiții pentru care s-au calculat și supratensiunile prelungite ce apar înainte de intervenția regulatorului de tensiune [5].

a) *Linie de 220 kV*

S-a considerat un transport de energie printr-o linie de 220 kV (250 km), conform schemei din figura 4.1, cu următoarele caracteristici:

Generatorul G cu reactanța $x_i = 25\ \%$;

Transformatorul T cu reactanța $x_T = 15\ \%$;

Linia L, trifazică cu conductori de oțel-aluminiu de 300 mm² are

$r = 0{,}105\ \Omega/\text{km}$,
$x = 0{,}422\ \Omega/\text{km}$,
$x_h = 1{,}2\ \Omega/\text{km}$,
$C = 8{,}4.10^{-9}\ \text{F/km}$,
$C_h = 5.47{,}10^{-9}\ \text{F/km}$.

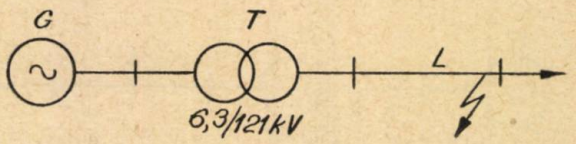


Fig. 4.3

Pentru puterea în funcțiune a generatorilor de 25 MVA respectiv 75 și 125 MVA, supratensiunile remanente rezultate din calcul au fost reprezentate grafic în diagrama din figura 4.2.

b) *Linie de 110 kV*

S-a considerat un transport de energie printr-o linie de 110 kV (125 km), conform schemei din figura 4,3. cu următoarele caracteristici:

Generatorul G cu reactanța $x_i = 15\ \%$;

Transformatorul T cu aceeași putere ca și generatorul cu $x_T = 14\ \%$ și $i_0 = 3\ \%$;

Linia L trifazată formată din conductori cablați de Cu, așezați pe stîlpi portali, cu

$r = 0{,}158\ \Omega/\text{km}$,
$x = 0{,}427\ \Omega/\text{km}$,
$C = 8{,}5.10^{-9}\ \text{F/km}$,
$C_h = 5{,}96.10^{-9}\ \text{F/km}$,
$x_h = 1{,}2\ \Omega/\text{km}$.

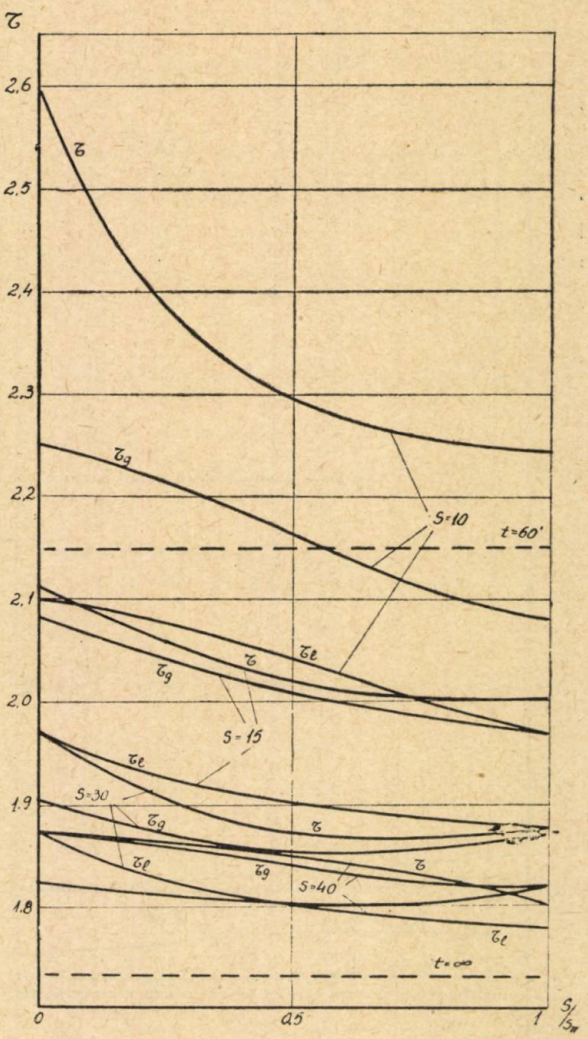


Fig. 4.4

Pentru puterea în funcțiune a generatorilor de 10,15, 30, 40 MVA, s-au calculat supratensiunile remanente și s-au trasat curbele din figura 4.4.

c) *Linie de 60 kV*

S-a considerat un transport de energie printr-o linie de 60 kV (60 km), conform schemei din figura 4.5.

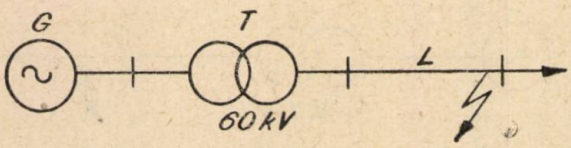


Fig. 4.5

Pentru generatori şi transformatori s-au considerat aceleaşi reactanţe şi admitanţe ca şi în cazul liniei de 110 kV.

Linia L trifazată, formată din conductori de oţel-aluminiu aşezaţi pe stîlpi portali are

$$r = 0{,}45 \ \Omega/\text{km},$$
$$x = 0{,}44 \ \Omega/\text{km},$$
$$c = 8{,}24.10^{-9} \ \text{F/km},$$
$$C_h = 5{,}4.10^{-9} \ \text{F/km},$$
$$x_h = 1{,}45 \ \Omega/\text{km}.$$

Cu supratensiunile remanente rezultate din calcul au fost trasate curbele din figura 4.6.

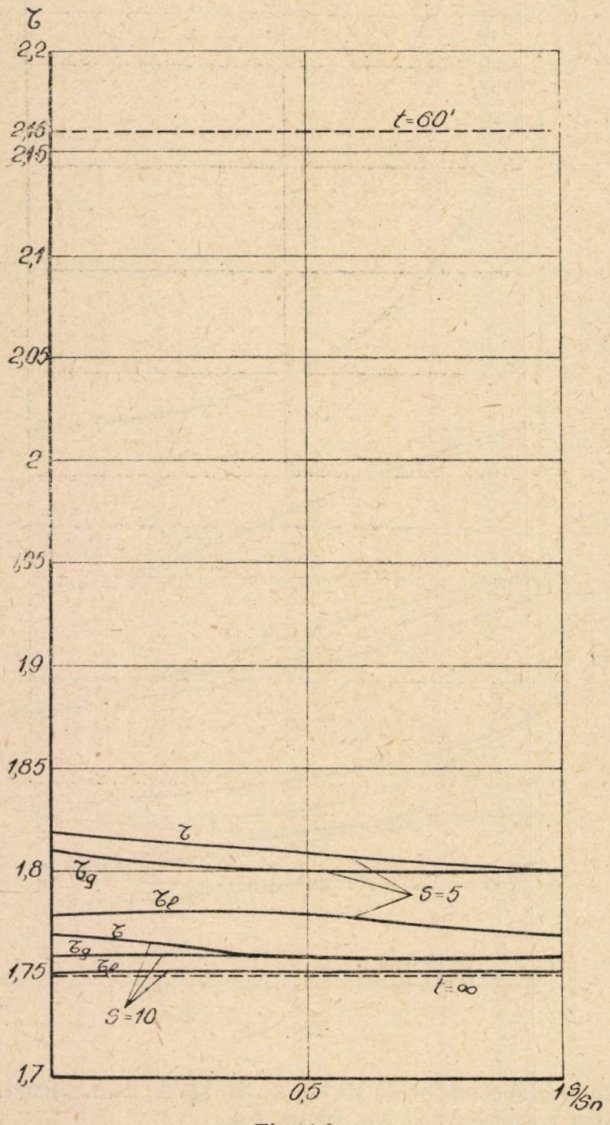


Fig. 4.6

d) *Reţea de 35 kV formată din linii aeriene*

S-a considerat o reţea de 35 kV, conform schemei din figura 4.7.

Reactanţele şi admitanţele procentuale ale generatorului şi transformatorului sînt aceleaşi ca şi în cazul liniei de 110 kV. Reţeaua de 35 kV este formată din 10 linii de cîte 30 km, trifazate, cu conductori M_{35}, aşezaţi pe stîlpi portali, avînd

$$r = 0{,}54 \ \Omega/\text{km},$$
$$x = 0{,}45 \ \Omega/\text{km},$$
$$x_h = 1{,}49 \ \Omega/\text{km},$$
$$C = 8{,}066.10^{-9} \ \text{F/km},$$
$$C_h = 5{,}3.10^{-9} \ \text{F/km}.$$

Supratensiunile remanente rezultate din calcul au fost reprezentate în diagramele din figura 4.8.

e) *Rețea de 35 kV formată din linii aeriene și un cablu*

S-a considerat o rețea de 35 kV, conform schemei din figura 4.9.

Caracteristicile generatorilor transformatorului și liniilor aeriene sînt aceleași ca și în cazul precedent.

Cablul, în lungime de 10 km, de 3×95 mm^2 are

$$r = 0{,}188 \ \Omega/\text{km},$$
$$x_L = 0{,}115 \ \Omega/\text{km},$$
$$C = 275.10^{-9} \ \text{F/km}.$$

Supratensiunile remanente corespunzătoare sînt reprezentate în diagrama din figura 4.10.

f) *Rețea de 5 kV*

După cum rezultă din exemplele anterioare, pentru rețele de linii aeriene cu tensiuni nominale sub 35 kV, supratensiunile remanente ce apar în cazul punerii la pămînt a unei faze, după funcționarea regulatorului de tensiune, sînt neglijabile.

Totuși, în rețele întinse de cabluri, datorită influenței rezistenței ohmice, apare în cazul punerii la pămînt a unei faze, o importantă disimetrie între cele trei tensiuni dintre faze.

Astfel, dacă regulatorul va readuce la valoarea reglată numai tensiunea minimă, va subsista o importantă supratensiune pe celelalte două faze.

De exemplu, într-un caz citat în articolul [5] tensiunile rezultate din calcul sînt

$$U_{12} = 1{,}58,$$
$$U_{23} = 1{,}84,$$
$$U_{13} = 2{,}48.$$

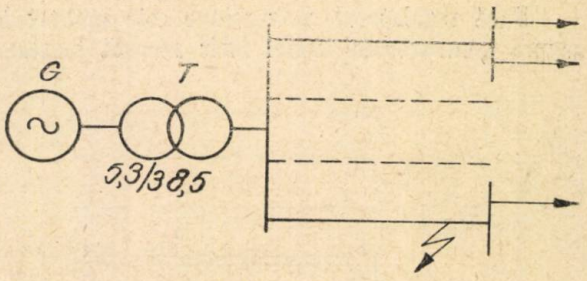


Fig. 4.7

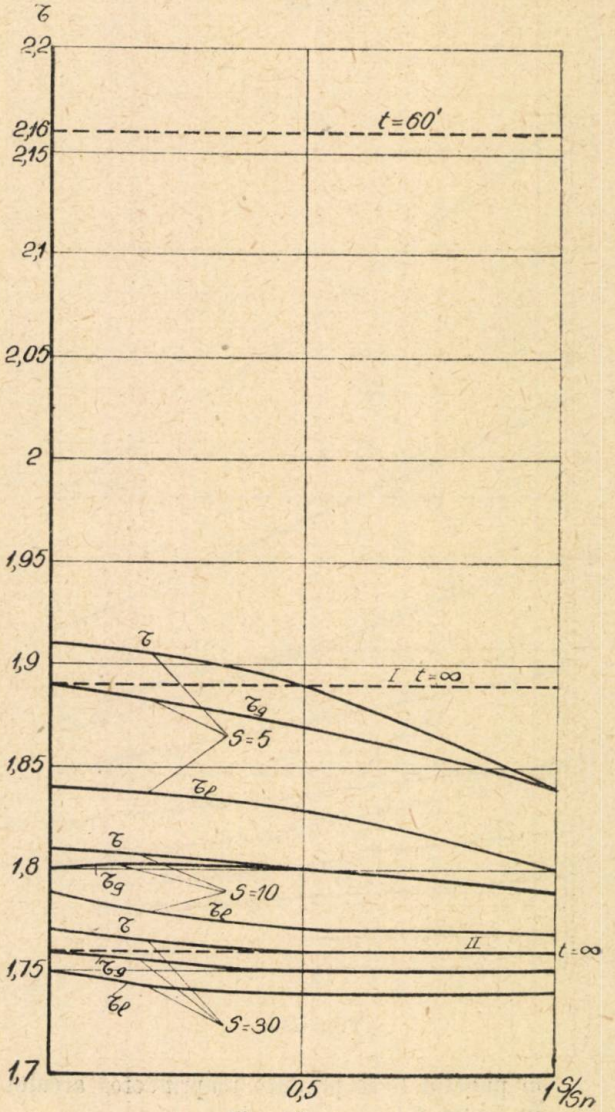


Fig. 4.8

Dacă regulatorul de tensiune este montat între fazele 1—2, el va acţiona asupra generatorului astfel încît această tensiune să crească pînă la valoarea $U_{12} = \sqrt{3}$.

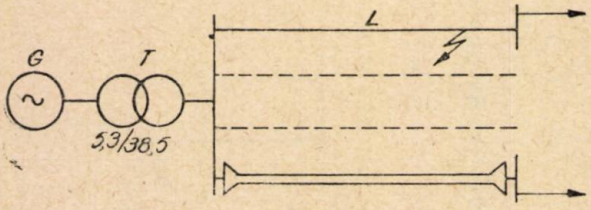


Fig. 4.9

Supratensiunea maximă va apare în acest caz între fazele 1 şi 3, fiind egală cu

$$\tau = 2{,}72.$$

★

Comparînd rezultatele obţinute în exemplele de mai sus, cu valorile supratensiunilor prelungite ce apar înainte de intervenţia regulatorilor, se observă că datorită intervenţiei regulatorilor de tensiune, se reduc mult supratensiunile posibile.

Ţinînd seama de cele de mai sus, precum şi de studiile făcute de prof. C e. M. D j u v a r l î [4] asupra efectului arcului intermitent, rezultă că în general variaţia tensiunii pe una din fazele sănătoase, în cazul punerii la pămînt a uneia din faze într-o reţea cu neutrul izolat, poate fi reprezentată în mod aproximativ de una din curbele din figura 4.11 *a* sau 4.11 *b*.

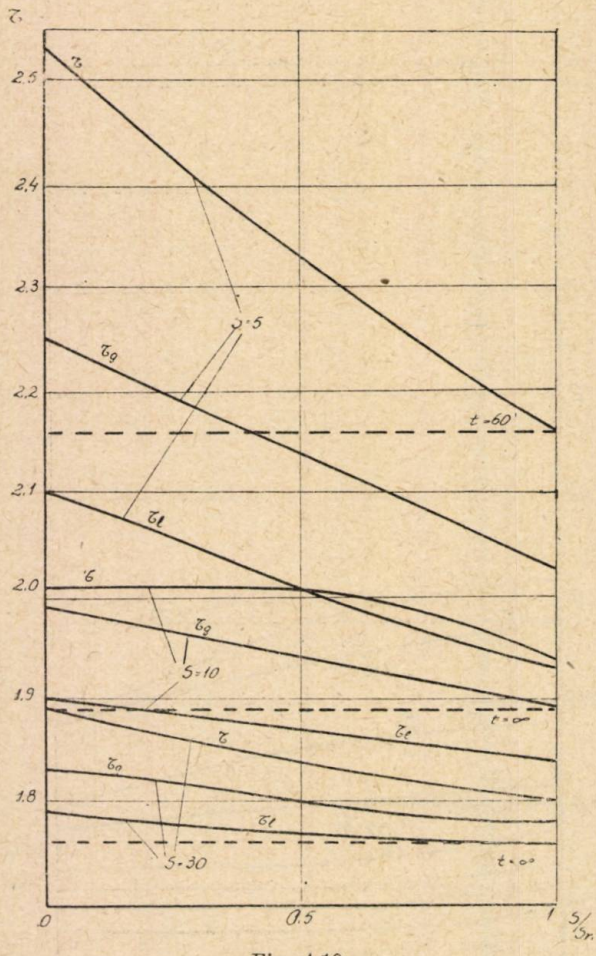


Fig. 4.10

Figura 4.11 *a* reprezintă variaţia tensiunii în cazul cînd stingerea arcului se face înainte de intervenţia regulatorului de tensiune (sau cînd nu există reglaj automat de tensiune).

Figura 4.11 *b* reprezintă variaţia tensiunii în cazul cînd stingerea arcului se face după restabilirea tensiunii de către regulatorul de tensiune.

În punctul A se produce aprinderea arcului,

în punctul B se produce stingerea arcului,

în punctul C se produce reaprinderea arcului.

În figura 4.11,

U_n este tensiunea nominală;

$U_1 \leq 2{,}40\ U_1$ este valoarea maximă a supratensiunii tranzitorii ce apare la prima aprindere a arcului;

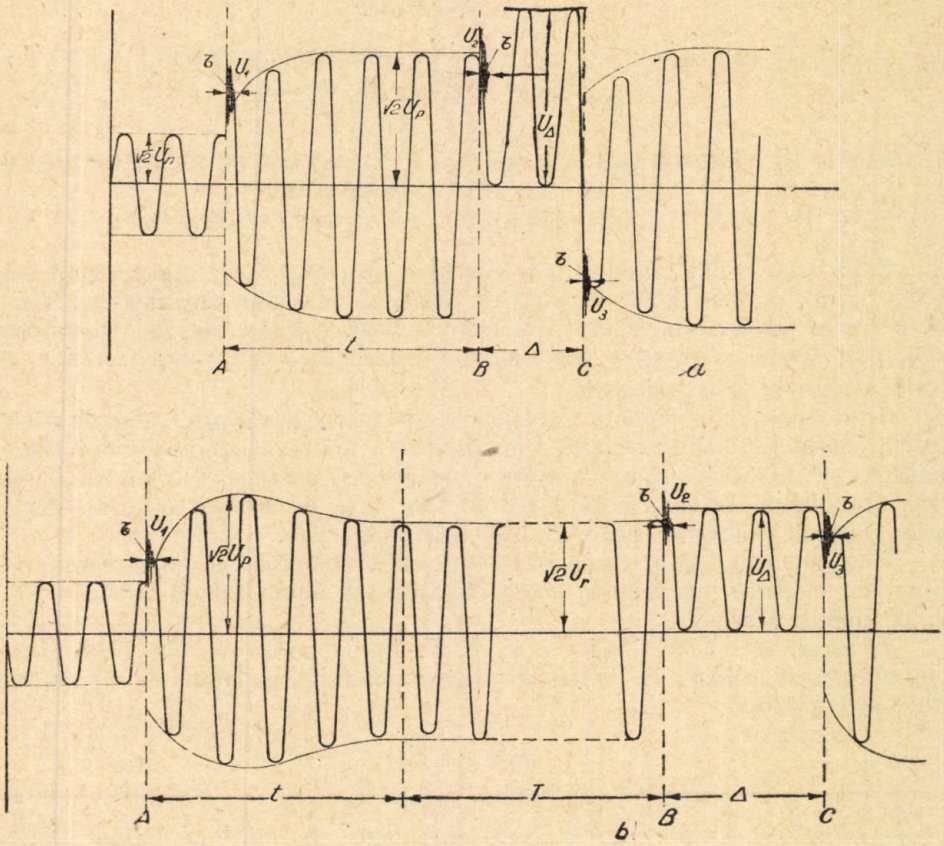


Fig. 4.11

U_p este tensiunea prelungită ce apare după ce reactanța generatorului a atins valoarea reactanței sincrone și înainte de intervenția regulatorului;

U_r este tensiunea remanentă ce apare după reglajul automat al tensiunii;

$U_2 \leq 2\sqrt{2}\ U_p$ în figura 4.11 *a*
$U_2 \leq 2\sqrt{2}\ U_r$ în figura 4.11 *b*
} este valoarea maximă a supratensiunii tranzitorii ce apare după stingerea arcului;

$U_2 \leq 1{,}6\sqrt{2}\ U_p$ în figura 4.11 *a*
$U_2 \leq 1{,}6\sqrt{2}\ U_r$ în figura 4.11 *b*
} este valoarea maximă a supratensiunii staționare ce apare după stingerea arcului;

$U_3 \leq 3{,}1\ U_p$ în figura 4.11 *a*
$U_3 \leq 3{,}1\ U_r$ în figura 4.11 *b*
} este valoarea maximă a supratensiunii tranzitorii ce apare la reaprinderea arcului.

Duratele acestor supratensiuni variază aproximativ în următoarele limite

$$\tau \ll \frac{1}{100}\ \text{s},$$

$$t < 5\ \text{s}$$

T — cîteva ore,

$$\Delta < \frac{n}{100}\ \text{s (cîteva semiperioade).}$$

V. GRADUL DE PERICLITARE A IZOLAŢIEI UNEI REŢELE CU NEUTRUL IZOLAT DIN CAUZA SUPRATENSIUNILOR CE APAR ÎN CAZ DE PUNERE LA PĂMÎNT A UNEI FAZE

După cum rezultă din curbele variaţiei în timp a supratensiunilor (fig. 4.11, *a* şi *b*), ce apar în caz de punere la pămînt a unei faze, izolaţia dintre fazele sănătoase şi pămînt este solicitată succesiv la două supratensiuni de valoare diferită, peste care se suprapun supratensiuni tranzitorii avînd valori maxime de $3{,}1 \times \sqrt{2}$ ori valoarea tensiunii.

Supratensiunea prelungită cu valoarea cea mai ridicată are o durată relativ scurtă, mai puţin de 5 s; cealaltă supratensiune avînd o valoare mai redusă (denumită în cele de mai sus supratensiunea «remanentă») poate persista un timp nedefinit. În cazurile în care reglajul tensiunii în reţea nu se face automat, durata supratensiunii prelungite poate fi însă mult mai mare.

Este cunoscut faptul că solicitarea maximă admisibilă la supratensiuni ale izolaţiilor electrice nu depinde numai de valoarea supratensiunii considerate, ci şi de durata acesteia.

În acest sens, A. V. Panov şi A. V. Sapojnikov [6] indică pentru transformatori următoarele valori ale duratei admisibile de creştere a supratensiunilor în exploatare.

Tabloul nr. 5.1

Durata de acţionare a tensiunii urcate	0,1 s	0,5 s	1 s	5 s	10 s	30 s	60 s	5 min	15 min	30 min	60 min	timp infinit de lung
Valoarea admisibilă a tensiunii raportată la $U_{înc}$	1,15	1,05	1	1,09	0,85	0,80	0,75	0,69	0,65	0,64	0,62	0,5

În tabloul nr. 5.1 $U_{înc}$ este tensiunea de încercare la fabrică a transformatorilor (cu durata de încărcare de 1 minut).

Valorile admisibile ale tensiunii se referă la supratensiuni staţionare, de frecvenţă industrială, peste care se pot suprapune supratensiuni de comutaţie ce nu depăşesc valorile normale.

Întrucît, conform studiilor făcute de prof. Ce. M. Djuvarlî [4] supratensiunile tranzitorii ce apar la stingerea şi aprinderea arcului de punere la pămînt nu depăşesc valorile întîlnite în mod curent în cazul supratensiunilor de comutaţie, s-a considerat valoarea admisibilă pe timp de 5 secunde, ca limită a supra-

tensiunii admisibile în cazul supratensiunilor prelungite și valoarea admisibilă un timp infinit de lung, ca limită a supratensiunilor remanente admisibile. Pentru rețele de 60—220 kV, unde limitele de variație ale tensiunii sînt foarte strînse, s-a considerat de asemenea supratensiunea admisibilă timp de 60 de minute.

Pentru tensiunea de încercare $U_{înc}$ s-au luat în considerație valorile prevăzute de normele romînești pentru încercarea transformatorilor [7] precum și de normele sovietice pentru încercarea transformatorilor construiți înainte de 1936 și a transformatorilor pentru care nu se cunoaște tensiunea de încercare [8], ținîndu-se astfel seama de faptul că în multe din rețelele noastre electrice există încă material vechi, a cărui izolație a fost degradată datorită duratei sale mari de funcționare.

Au rezultat astfel valorile supratensiunilor admisibile la diferite durate trecute în tabloul nr. 5.2.

Tabloul nr. 5 2

Tensiunea nominală a rețelei U_n	kV	6	15	35	60	110	220
Tensiunea de încercare după STAS ($U_{înc}$)	kV (I)	19,5	41	76	127	207	—
Tensiunea de încercare după GOST, pentru transformatori construiți înainte de 1936 ($U_{înc}$)	kV (II)	13	31	71	121	221	441
Supratensiunea staționară admisibilă timp de 5 s	(I) U_p	4,8	4,26	3,38	3,12	2,93	—
	(II) $\frac{U_n}{\sqrt{3}}$	3,38	3,22	3,17	3,15	3,12	3,12
Supratensiunea staționară admisibilă timp de 60 min	(I) U_r	3,46	2,94	2,32	2,15	2,0	2,0
	(II) $\frac{U_p}{\sqrt{3}}$	2,32	2,21	2,16	2,16	2,15	2,15
Supratensiunea staționară admisibilă timp infinit de lung	(I) U_r	2,80	2,36	1,89	1,73	1,73	1,73
	(II) $\frac{U_n}{\sqrt{3}}$	1,88	1,79	1,76	1,75	1,74	1,74

Valorile notate cu (I) se referă la tensiunea de încercare stabilită de STAS, valorile notate cu (II) se referă la tensiunile prevăzute de GOST pentru transformatori vechi).

Comparînd valorile supratensiunilor admisibile cu valorile supratensiunilor «prelungite» și «remanente» calculate, se constată următoarele, în ceea ce privește periclitarea izolației rețelelor cu neutrul izolat, în caz de punere la pămînt a unei faze:

a) În rețelele în care reglajul tensiunii generatorilor se face automat, supratensiunile «prelungite» nu sînt periculoase. Într-adevăr, cum aceste supratensiuni durează mai puțin de 5 secunde, ele ar fi periculoase numai dacă ar depăși valoarea $3\ U_f$; din cauza fenomenului de saturație, aceste supratensiuni nu pot însă să depășească niciodată această limită.

Supratensiunile « prelungite » pot fi însă periculoase în reţelele în care reglajul tensiunii se face manual; în acest caz limita supratensiunii admisibile este de circa 2 U, valori ce pot apare foarte frecvent în reţelele de 220, 110, 60 kV precum şi în reţelele cu tensiuni normale mai mici de 60 kV, în reţele întinse, cînd suma puterilor generatorilor în funcţiune este relativ mică.

Această constatare explică de ce defectele multiple datorite punerii unei faze la pămînt în reţele cu neutrul izolat, erau mult mai frecvente la începutul dezvoltării transportului energiei electrice, dispărînd aproape complet în ultimul timp.

b) În diagramele din figurile 4.2, 4.4, 4.6, 4.8 şi 4.10, reprezentînd variaţia supratensiunilor remanente pentru diferite tipuri de reţele, au fost trasate şi dreptele corespunzătoare reprezentînd tensiunile limită admisibile pentru o durată de o oră şi pentru un timp nelimitat, conform tabloului nr. 5.2. În cazul reţelelor de 35 kV (fig. 4.8 şi 4.10) tensiunile admisibile un timp indefinit au fost trasate atît pentru transformatori încercaţi după STAS (I), cît şi pentru transformatori încercaţi după normele sovietice privind transformatori vechi (II); în cazul reţelelor cu tensiuni nominale de 60 kV sau superioare, valorile tensiunilor limită indicate de STAS şi de normele sovietice privind transformatori vechi, se confundă.

Se constată că în cazul reţelelor cu tensiunea nominală de 60 kV sau superioară, nu este posibilă funcţionarea un timp mai îndelungat cu o fază la pămînt, deoarece supratensiunea remanentă depăşeşte în general supratensiunea admisibilă un timp indefinit (fig. 4.2, 4.4 şi 4.6); totuşi, în unele cazuri în care reţeaua nu va putea funcţiona niciodată cu un număr redus de generatori, nu va putea funcţiona cu o fază la pămînt, dacă este asigurată eliminarea defectului în mai puţin de o oră, fapt ce rezultă din compararea supratensiunilor remanente posibile cu supratensiunea admisibilă timp de o oră. Funcţionarea în timp limitat cu o fază la pămînt este mai curînd admisibilă la tensiuni de 60 kV, decît la reţele de 110 şi 220 kV.

În cazul liniilor aeriene de 35 kV, cu o izolaţie suficient de bună, este în general posibilă funcţionarea cu o fază la pămînt un timp indefinit; verificarea se face în acest caz, calculînd valoarea supratensiunii remanente (4.3), (4.6) care nu trebuie să depăşească 1,89 U (respectiv 1,76 U_f pentru reţele cu utilaj electric vechi). Se vor obţine valori periculoase, în special în cazul reţelelor cu capacitate homopolară mare (cabluri), dacă puterea totală a generatorilor în funcţiune este relativ mică (fig. 4.10).

Pentru reţele cu tensiuni nominale sub 35 kV, funcţionarea un timp indefinit cu o fază pusă la pămînt este în general posibilă. Totuşi, în cazul reţelelor de cabluri întinse pot apare uneori din cauza efectului rezistenţelor ohmice, disimetrii importante, care vor face funcţionarea periculoasă.

În calculul supratensiunilor — în aceste cazuri — se vor folosi toate formulele (4.3), (4.5) şi (4.6), fără însă a se neglija rezistenţele ohmice. Supratensiunile limită vor varia între 2 U_f şi 2,80 U_f pentru reţele cu izolaţie, conform normelor STAS (respectiv 1,76 + 1,88 U_f pentru reţele cu utilaj vechi) conform tabloului nr. 5.2.

c) Considerentele de mai sus sînt valabile pentru cazul în care regulatorul de tensiune este branşat între două faze.

Dacă regulatorul de tensiune este astfel branşat încît să regleze automat componenta directă a sistemului de tensiuni, formulele stabilite nu se mai aplică în ceea ce priveşte evaluarea supratensiunilor posibile.

Totuşi, nici în acest caz, sistemele care nu puteau funcţiona cu neutrul izolat şi cu o punere la pămînt pe una din faze, nu vor putea fi exploatate timp îndelungat în acest fel, din cauza disimetriilor mari de tensiune ce apar în acest caz.

Precizăm de asemenea, că limitele tensiunilor admisibile sînt aproximative, întrucît nu s-a putut lua în considerație cu exactitate efectul solicitării la supratensiunea prelungită (a cărui durată este mult mai mare decît fenomenul tranzitoriu) a supratensiunilor maxime admisibile.

CONCLUZII

1. Încercările experimentale executate pe un model de laborator au arătat existența fenomenului descris în lucrarea *Cauza supratensiunilor prelungite în rețele cu neutrul izolat*, de ing. P. Dimo, precum și exactitatea formulelor de calcul indicate.

2. Dacă generatorii nu au regulatori automați de tensiune, supratensiunea prelungită periclitează izolația rețelelor cu neutrul izolat, în special la rețele cu tensiunea peste 35 kV. La rețelele cu tensiunea nominală mai joasă, supratensiunea prelungită poate fi periculoasă în cazul rețelelor cu curent de punere la pămînt mare, raportat la puterea generatorilor în funcțiune.

3. Considerînd reglajul automat al tensiunii generatoarelor — supratensiunea remanentă *) — este periculoasă, în special în rețelele peste 60 kV. Acest fapt justifică tratarea neutrului la rețelele existente, cu tensiunea peste 60 kV.

În unele rețele de 60 kV, supratensiunea remanentă permite, eventual, exploatarea cu o fază pusă la pămînt, timp limitat (circa o oră).

În rețelele sub 60 kV, supratensiunea poate să nu depășească limitele admisibile (tabloul nr. 5.2), depinzînd în general de curentul de punere la pămînt al rețelei. Verificarea prin calcul se face utilizînd formulele (4.3), (4.5) și (4.6).

4. Calculul supratensiunilor prelungite, în cazul cînd se poate considera că funcționarea se face pe porțiunea liniară a caracteristicii de mers în gol, se face cu ușurință, utilizînd formula (1.12).

5. Pentru calcule aproximative, cînd este necesar a constata numai dacă supratensiunea depășește valoarea periculoasă, se poate folosi aceeași formulă, considerînd pentru reactanța generatorilor reactanța dată de tangenta la caracteristica de mers în gol (2.25).

De asemenea, în cazul cînd această supratensiune nu depășește cu mai mult de 10 + 15 % valoarea nominală, calculul se poate face cu aceeași formulă simplificată și cu aceeași reactanță dedusă din caracteristica de mers în gol.

6. În cazul cînd caracteristica de mers în gol se poate aproxima pe porțiunea saturată cu o dreaptă, iar reactanța de legătură a generatorului de consumator este neglijabilă față de reactanța de reacție, se recomandă formula (2.17).

7. În cazul general, rezultate exacte se obțin folosind metoda aproximațiilor succesive (paragr. 2.1).

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ПРОВЕРКИ И УТОЧНЕНИЯ В ВОПРОСЕ ДЛИТЕЛЬНЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В СЕТЯХ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ С ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛЬНОЙ ЖИЛОЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Произведя краткий анализ теорий внутренних перенапряжений в сетях с изолированной нейтральной жилой, основанных на прерыви-

*) S-a numit supratensiune remanentă supratensiunea prelungită care rămîne în rețea după funcționarea regulatorului de tensiune.

стости вольтовой дуги, авторы переходят к новому толкованию этого явления, данному П. Димо и основанному на самовозбуждении генераторов.

Даются уточнения и поправки к расчетным отношениям с учетом насыщения синхронных генераторов.

Далее приводятся результаты опытов на модели сети. Эти результаты проверяются затем расчетами при помощи указанных формул.

Расчитываются остаточные перенапряжения в сети, после функционирования регуляторов напряжения, с учетом влияния регуляторов напряжения в ряде частных случаев, и приводится диаграмма развития этого явления во времени.

Предусматривается степень опасности порчи изоляции сетей с изолированным нейтральным проводом с учетом допускаемой длительности повышения перенапряжений в эксплуатации.

VÉRIFICATIONS EXPÉRIMENTALES ET PRÉCISIONS DANS LE PROBLÈME DES SURTENSIONS PROLONGÉES, CONSTATÉES DANS LES RÉSEAUX DE HAUTE TENSION AU NEUTRE ISOLÉ

(RÉSUMÉ)

Après une courte analyse des théories des surtensions intérieures, dans les réseaux au neutre isolé, basées sur l'intermittence de l'arc, on passe à la nouvelle interprétation du phénomène, due à l'ingénieur P. D i m o, basée sur l'auto-excitation des générateurs.

On y apporte des précisions sur les formules et les relations de calcul, en tenant compte des générateurs synchrones.

En continuant, on donne les résultats expérimentaux obtenus sur un réseau modèle, qui sont ensuite vérifiés par les calculs, utilisant les formules indiquées.

Considérant l'influence des régulateurs de tension pour une série de cas particuliers, on calcule les surtensions « rémanentes » qui restent dans le réseau après le fonctionnement des régulateurs de tension, en indiquant également les diagrammes d'évolution du phénomène par rapport au temps.

Enfin, on établit le degré de sécurité de l'isolation des réseaux au neutre isolé, en tenant compte de la durée admissible d'augmentation des surtensions dans l'exploitation.

La conclusion de cette étude est que la théorie exposée dans la Note: *La cause des surtensions prolongées dans les réseaux au neutre isolé* est exacte.

BIBLIOGRAFIE

1. P. D i m o, *Cauza supratensiunilor prelungite în reţele cu neutrul izolat.* Studii şi cercetări de energetică, t. III, nr. 1—4, 1953, p. 15.
2. W. P e t e r s e n, *Der aussetzende (intermittierende) Erdschluss.* ETZ, 1917, p. 553 şi 564.
3. J. F. P e t e r s a. I. S l e p i a n, *Voltages Induced by Arcing Grounds.* Transactions of the AIEE, 1923, p. 478.
4. Ce. M. D j u v a r l î, *K teorii perenapriajennii ot zazemliaiuşcih dug v seti s izolirovannoi neitraliu.* Elektricestvo, 1953, nr. 6, p. 18.

5. F. Manea, *Verificarea prin calcul a supratensiunii prelungite posibile în ipoteza rezonanței pentru rețele cu neutru izolat.* Studii și cercetări de energetică t. III, nr. 1—4, 1953, p. 97.
6. Koniţki şi Iareev, *Îndreptar pentru materialele electroizolante.* Izolația transformatorilor, cap. XXI.
7. * * * GOST 1516/42.
8. * * * STAS 3035/52.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3–4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

ASUPRA CONDIŢIILOR DE «MINIMUM DE GREUTATE» A MAŞINILOR PARAMETRICE *)

DE

M. MARINESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R. P. R.
şi M. POPOV

1. INTRODUCERE

Unul din parametrii importanţi, care în multe cazuri hotărăsc asupra introducerii în practică a unui anumit tip de maşină electrică, este greutatea maşinii pentru o anumită energie pe ciclu de funcţionare.

În cazul maşinilor cu inductanţă variabilă, astfel după cum se arată în lucrarea de faţă, dacă se dă energia pe ciclu de funcţionare a maşinii, factorul de putere, randamentul precum şi constantele materialelor (tola, conductor) se pot determina dimensiunile optime ale circuitului magnetic şi electric, astfel încît greutatea maşinii să fie minimă.

Se ştie că în cazul unei bobine cu fier, produsul dintre suprafaţa de fier S parcursă de fluxul şi suprafaţa ferestrei $\mathcal{S}$ este dat de expresia

$$S\mathcal{S} = \frac{\sqrt{2}\,P}{KB_{\max}\,\omega k_u\,\delta_\eta} \tag{1}$$

în care

P = puterea utilă,
K = factorul de putere,
$B_{\max}$ = inducţia maximă în fier,
ω = pulsaţia forţei electromotoare aplicate,
k_u = factorul de umplere,
δ = densitatea de curent,
η = randamentul.

În cazul unui ciocan electric $\left(\frac{P}{\omega}\right)$ este dat (energia pe lovitură). Ceilalţi factori sînt impuşi de proprietăţile materialelor, cu excepţia lui K, care este determinat

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 17 iunie 1955.

de forma circuitului magnetic. În cele din urmă este determinat produsul $S\mathcal{S}$. Acesta determină însă greutatea minimă pe care o poate avea maşina. Lucrarea de faţă se ocupă cu determinarea unei limite inferioare a greutăţii maşinilor parametrice, fără a stabili dacă această limită inferioară poate să fie atinsă în realitate.

2. CONCLUZII IMEDIATE CARE REZULTĂ DIN COMPARAŢIA UNOR TIPURI SIMPLE DE CIRCUITE MAGNETICE

2.1. Într-o serie de cazuri se poate determina uşor care circuit magnetic este mai avantajos din punctul de vedere al greutăţii. Astfel, dintre circuitele din figurile 1, 2 *a* şi 2 *b* se vede imediat că 1 are greutatea cea mai mare cînd produsul $S\mathcal{S}$ este constant. Într-adevăr, figura 2 *a* are o lungime a circuitului magnetic mai mică decît figura 1, iar figura 2 *b* are lungimea medie a spirei mai mică decît figura 1.

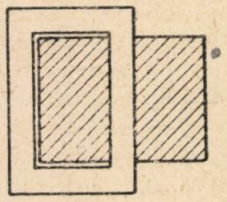


Fig. 1

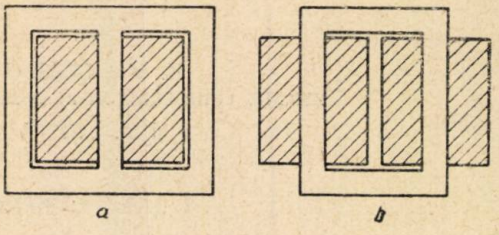


Fig. 2

2.2. Să considerăm forma din figura 2 *a*. Se verifică uşor că mai multe bobine de această formă au la un loc o greutate mai mare decît o singură bobină calculată pentru o putere egală cu suma puterilor bobinelor precedente.

Într-adevăr, greutatea ciocanului fiind proporţională cu puterea a treia a dimensiunii liniare, avem

$$G = C_2 \sqrt[4]{(S\mathcal{S})^3} , \tag{2}$$

unde C_2 este un factor de proporţionalitate.

Dar

$$S\mathcal{S} = C_3 P \text{ (formula (1))} \tag{3}$$

unde C_3 rezultă din comparaţia formulei (3) cu formula (1).

Deci

$$G = C_2 \sqrt[4]{C_3^3 P^3} ; \tag{4}$$

fie G_i greutăţile a n circuite magnetice egale între ele de putere P_i. Avem inegalitatea

$$\sum \sqrt[4]{P_i^3} = n \sqrt[4]{P_i^3} > \sqrt[4]{n^3 (P_i)^3} = \sqrt[4]{(\Sigma P_i)^3} . \tag{5}$$

Deci, construind, în loc de o bobină de putere P, n bobine de putere $\frac{P}{n}$, greutatea creşte în raportul $\rho = \frac{n}{n^{\frac{3}{4}}} = n^{\frac{1}{4}}$. În cazul $n = 2$, $\rho = 1{,}18$; la $n = 3$, $\rho = 1{,}31$; la $n = 4$, $\rho = 1{,}41$; la $n = 9$, $\rho = 1{,}73$.

2.3. Dacă însă alăturăm 2 bobine de tipul din figura 2 *a*, ca în figura 3, atunci prin ramura de la mijloc fluxul se va anula și vom putea suprima această ramură reducînd greutatea. O operație analogă se poate face și cu bobina de tipul din figura 2 *b*. În cele din urmă se obțin tipurile din figura 4 *a* și 4 *b*.

2.4. O reducere suplimentară se poate obține răsucind bobinele într-un inel și suprapunînd brațele extreme, astfel încît fluxurile, sau în cazul figurii 4 *b*, curenții, să se anuleze. După această operație, atît forma din figura 4 *a*, cît și cea din figura 4 *b*, conduc la formele posibile din figura 5 *a* (diferența dintre formele 4 *a* și 4 *b* dispare).

Se mai vede că forma finală are întotdeauna un număr par de brațe. Este posibil și un alt tip de deformare a figurii 4 *a* și 4 *b*, ca în figura 5 *b*.

Precum se vede, pentru a trece la figura 5 *a* și 5 *b* este necesară o deformare a circuitului din figura 4 *a* și 4 *b*. Pentru a vedea efectul acestei deformări, considerăm o deformare a circuitului din figura 2 *a* ca în figura 6 *). După modificarea reprezentată în figura 6, circuitul din figura 2 *a* are aceeași greutate. Într-adevăr, secțiunea $\mathcal{S}$ trebuie să rămînă aceeași, iar lățimea d a fierului este de asemenea constantă. Astfel, produsul $\mathcal{S}\mathcal{S}$ este același. Greutatea de fier este de asemenea aceeași, datorită faptului că lungimea medie a circuitului magnetic este aceeași. Această lungime este egală cu perimetrul suprafeței $\mathcal{S}$, plus o cantitate constantă, egală aproximativ cu 4 *a*. Aceasta revine la studiul raportului dintre perimetrul dreptunghiului din figura 7 *a* către perimetrul figurii 7 *b* cînd suprafețele lor sînt egale.

Pentru figura 7 *a* avem

$$\mathcal{S} = ab \text{ și perimetrul } P_1 = 2(a + b). \tag{6}$$

Pentru figura 7 *b*

$$\mathcal{S} = \frac{\alpha}{2}[(r + b)^2 - r^2] \text{ și } P_2 = 2b + \alpha(2r + b). \tag{7}$$

Din egalitatea suprafețelor rezultă

$$ab = \frac{\alpha}{2}(2rb + b^2), \tag{8}$$

iar raportul perimetrelor este

$$\frac{P_2}{P_1} = \frac{2b + \alpha(2r + b)}{2(a + b)}.$$

Dacă introducem (8)

$$\frac{P_2}{P_1} = 1. \tag{9}$$

În consecință, putem studia greutatea formei din figura 4 *a*, deoarece printr-o deformare de tipul din figura 5 *b* greutatea nu se schimbă. Singura limitare este ca r din formula (8) să fie pozitiv. De aici rezultă că α nu poate depăși valoarea $\alpha_{max} = \frac{2g}{b}$.

*) În figura 6 este reprezentată numai deformarea unei jumătăți a circuitului din figura 2*a*, deoarece acest circuit este simetric.

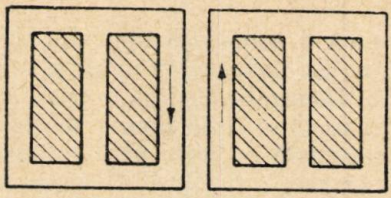


Fig. 3

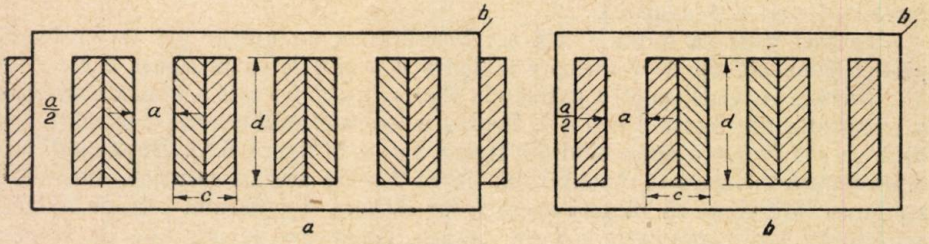


Fig. 4

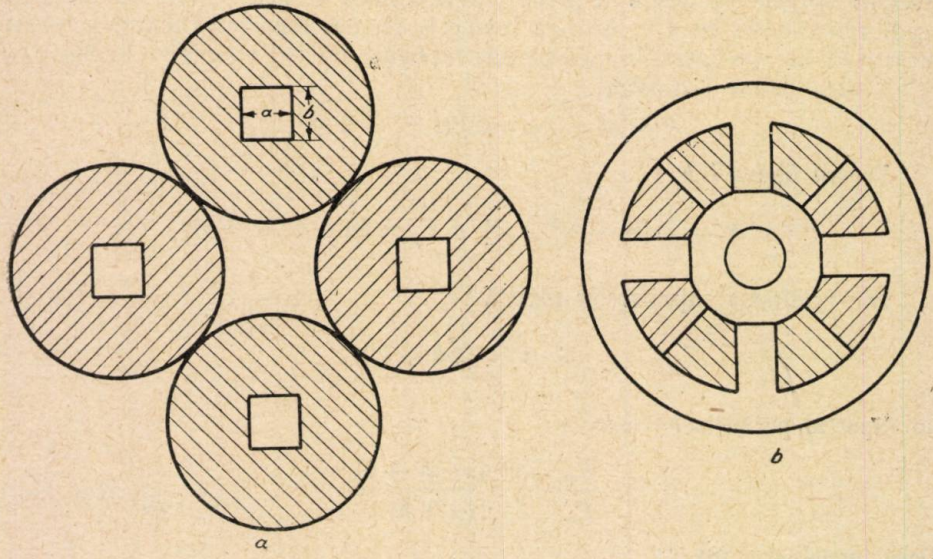


Fig. 5

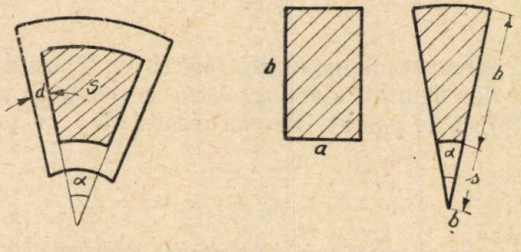


Fig. 6 Fig. 7

3. STABILIREA CONDIȚIILOR ÎN CARE GREUTATEA ESTE MINIMĂ

3.1. Notăm cu n numărul de bare verticale de lățime a (în fig. 4 a, $n = 4$, pentru că barele extreme verticale au secțiunea $\frac{a}{2}$).

În tabloul nr. 1 sînt date formulele volumului de fier și ale volumului de cupru în diferitele cazuri examinate mai sus.

Tabloul nr. 1

Cazul nr.	Volumul de fier	Volumul de cupru	S	$\mathcal{S}$	$S\,\mathcal{S}$ și $\sqrt[4]{k}$
1. n bobine separate ca în fig. 2 a	$nab\,(2a + 2d + c)$ $k_1 = 2, k_2 = 2, k_3 = 1$	$ncd\left(b + a + \frac{\pi c}{4}\right)$ $l_1 = l_2 = 1, l_3 = \frac{\pi}{4}$	ab sau nab	$\frac{ncd}{2}$ sau $\frac{cd}{2}$	$\frac{n}{2}(ab)\cdot(cd)$ $k^4 = \frac{n}{2}$
2. Fig. 4 a	$nab\,(a + d + c)$ $k_1 = k_2 = k_3 = 1$	$(n-1)\,cd\left[b + a + \frac{\pi c}{4} + \frac{2}{n-1}b + \frac{a}{n-1} + \frac{\pi}{2(n-1)}c\right]$ $l_1 = \frac{n+1}{n}, l_2 = 1,$ $l_3 = \frac{\pi}{4}\frac{n+1}{n}$	ab sau nab	$\frac{ncd}{2}$ sau $\frac{cd}{2}$	$\frac{n}{2}(ab)\cdot(cd)$ $k^4 = \frac{n}{2}$
3. Fig. 4 b	$nab\left(a + d + \frac{n-1}{n}c\right)$ $k_1 = k_2 = 1, k_3 = \frac{n-1}{n}$	$(n-1)\,cd\left(b + a + \frac{\pi c}{4}\right)$ $l_1 = l_2 = \frac{n-1}{n},$ $l_3 = \frac{n-1}{n}\frac{\pi}{4}$	ab sau $(n-1)\,ab$	$\frac{(n-1)\,cd}{2}$ sau $\frac{cd}{2}$	$\frac{n-1}{2}(ab)\cdot(cd)$ $k^4 = \frac{n-1}{2}$
4. Fig. 4 a cu capetele îmbinate	$nab\,(a + d + c)$ $k_1 = k_2 = k_3 = 1$	$ncd\left(b + a + \frac{\pi c}{4}\right)$ $l_1 = l_2 = 1; l_3 = \frac{\pi}{4}$	ab sau nab	$\frac{ncd}{2}$ sau $\frac{cd}{2}$	$\frac{n}{2}(ab)(cd)$ $k^4 = \frac{n}{2}$

După cum se vede, volumul de fier și cel de cupru pot fi puse sub forma

$$V_f = nab\,(k_1 a + k_2 d + k_3 c), \tag{10}$$

$$V_c = ncd\,(l_1 b + l_2 a + l_3 c), \tag{11}$$

unde coeficienții $k_1, k_2, k_3, l_1, l_2, l_3$ rezultă din tabloul nr. 1.

3.2. Să determinăm acum expresiile suprafeţelor care intră în formula 1.

Observăm că, dacă bobinele sînt conectate în paralel, putem considera o singură bobină echivalentă cu o suprafaţă a ferestrei egală cu suma suprafeţelor ferestrelor bobinelor componente, iar suprafaţa fierului egală cu suprafaţa reală înconjurată de una dintre bobine.

În cazul în care bobinele sînt conectate în serie, se obţine o suprafaţă echivalentă de fier egală cu suma secţiunilor de fier înconjurate de cupru, iar secţiunea ferestrei bobinei echivalente este egală cu secţiunea ferestrei uneia dintre bobine. Într-adevăr, se verifică uşor că în aceste bobine echivalente se obţine aceeaşi densitate de curent şi aceeaşi inducţie maximă ca şi în bobinele iniţiale. Aceste suprafeţe echivalente sînt de asemenea date în tabloul nr. 1. După cum se vede, produsul $S\mathcal{S}$ este acelaşi pentru fiecare tip de bobină, indiferent dacă conexiunea bobinelor se face în serie sau în paralel.

3.3. Greutatea bobinei, inclusiv circuitul magnetic, este

$$G = V_f \Gamma_{mf} + V_{Cu} \Gamma_{mc} \tag{12}$$

unde Γ_{mf} este densitatea medie a fierului (ţinînd seama şi de hîrtia dintre tole) şi Γ_{mc} densitatea medie a bobinajului.

Pentru studierea minimului expresiei (12), notaţiile din tabloul nr. 1 nu sînt convenabile şi este indicat să se exprime toate variabilele în funcţie de un număr de noi variabile independente, după cum urmează:

Produsul dintre secţiunea de fier S şi secţiunea ferestrei $\mathcal{S}$ este dat de expresia (1). Secţiunile S şi $\mathcal{S}$ sînt secţiunile echivalente din tabloul nr. 1. Notînd cu C_1^4 partea dreaptă din figura 1 şi ţinînd seama de expresiile lui S şi $\mathcal{S}$ din tabloul nr. 1, se obţine

$$(ab)\,(cd) = \frac{C_1^4}{k^4}\,, \tag{13}$$

unde k rezultă tot din tabloul nr. 1. Pe lîngă aceasta, introducem variabilele ρ, r_1 şi r_2 după formulele

$$\frac{ab}{cd} = \rho^4\,,\ \frac{a}{b} = r_1^2\,,\ \frac{c}{d} = r_2^2\,. \tag{14), (15), (16}$$

Cu aceste formule se obţine

$$a = \frac{C_1}{k}\rho r_1,\ b = \frac{C_1}{k}\frac{\rho}{r_1},\ c = \frac{C_1 r_2}{k\rho},\ d = \frac{C_1}{k\rho r_2}\,. \tag{17}$$

Introducînd formulele volumului de cupru şi de fier (10) şi (11) în formula (12) a greutăţii, se obţine

$$G = nab\,(k_1 a + k_2 d + k_3 c)\,\Gamma_{mf} + ncd\,(l_1 b + l_2 a + l_3 c)\,\Gamma_{mc}. \tag{18}$$

Introducînd expresiile (17) şi separînd în două grupuri termenii care conţin pe r_1 şi r_2, se obţine

$$G = n\left(\frac{C_1}{k}\right)^3\left[(k_1\rho^3\,\Gamma_{mf} + \frac{l_2}{\rho}\,\Gamma_{mc})\ r_1 + \frac{l_1}{\rho}\,\Gamma_{mc}\,\frac{1}{r_1} + \right.$$

$$+ (\rho k_3 \Gamma_{mf} + \frac{1}{\rho^3} l_3 \Gamma_{mc}) r_2 + \rho k_2 \Gamma_{mf} \cdot \frac{1}{r_2} \Big]. \tag{19}$$

Condiția de maxim se obține anulînd derivatele parțiale în raport cu fiecare dintre variabilele independente.

În raport cu r_1 și r_2 se obțin expresii de forma

$$\alpha x + \frac{\beta}{x}, \tag{20}$$

iar această expresie, conform unei teoreme elementare de minim, are o valoare minimă pentru

$$x = \sqrt{\frac{\beta}{\alpha}}, \tag{21}$$

iar valoarea minimă este egală cu

$$2\sqrt{\alpha\beta}. \tag{22}$$

Aplicînd aceste concluzii la formula (19), găsim că expresia este minimă pentru

$$r_1 = \sqrt{\frac{\frac{l_1}{\rho} \Gamma_{mc}}{k_1 \rho^3 \Gamma_{mf} + \frac{l_2}{\rho} \Gamma_{mc}}}, \tag{23}$$

$$r_2 = \sqrt{\frac{\rho k_2 \Gamma_{mf}}{\rho k_3 \Gamma_{mf} + \frac{1}{\rho^3} l_3 \Gamma_{mc}}},$$

iar valoarea minimă în raport cu r_1 și r_2 este egală cu

$$G_{\min} = 2n \left(\frac{C_1}{k}\right)^3 \Big[\sqrt{k_1 l \rho^2 \Gamma_{mf} \Gamma_{mc} + \frac{1}{\rho^2} l_1 l_2 \Gamma^2_{mc}} + \\ + \sqrt{\rho^2 k_2 k_3 \Gamma^2_{mf} + \frac{1}{\rho^2} l_3 k_2 \Gamma_{mc} \Gamma_{mf}} \Big]. \tag{24}$$

Expresiile de sub radicalul din formula (24) sînt de asemenea de forma (20). În consecință, primul radical din formula (24) va fi minim cînd ρ va fi egal cu

$$\rho_1 = \sqrt[4]{\frac{l_2 \Gamma_{mc}}{k_1 \Gamma_{mf}}}, \tag{25}$$

iar al doilea pentru

$$\rho_2 = \sqrt[4]{\frac{l_3 \Gamma_{mc}}{k_3 \Gamma_{mf}}}. \tag{26}$$

Valoarea minimă a primului radical este egală cu

$$\sqrt{2\sqrt{k_1 l_2 l_1^2 \Gamma_{mf} \Gamma^3_{mc}}}, \tag{27}$$

iar al celui de al doilea radical

$$\sqrt{2\sqrt{k_2^2 k_3 l_3\ \Gamma_{mf}^3\ \Gamma_{mc}}}\,. \tag{28}$$

Evident, greutatea va fi în orice caz mai mare decît suma minimelor (27) şi (28). Se obţine astfel valoarea limitei inferioare

$$G_{\min} = 2\sqrt{2}n\left(\frac{C_1}{k}\right)^3\left[\sqrt[4]{k_1 l_2 l_1^2\ \Gamma_{mf}\ \Gamma_{mc}^3} + \sqrt[4]{k_2^2 k_3 l_3\ \Gamma_{mf}^3\ \Gamma_{mc}}\right]. \tag{29}$$

3.4. Se pune întrebarea: care este ordinul de mărime al erorii care se obţine, cînd se consideră în locul minimului expresiei (21) suma minimelor expresiilor (27) şi (28), după cum s-a procedat mai sus.

Introducînd valoarea ρ_2 din (26) în primul radical din (24), se obţine

$$\sqrt[4]{\Gamma_{mc}^3\ \Gamma_{mf}}\left(\sqrt{k_1 l_1}\sqrt{\frac{l_3}{k_3}} + l_1 l_2\sqrt{\frac{k_3}{l_3}}\right).$$

Raportul între această mărime şi expresia (24) este

$$\psi_1 = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\sqrt{\frac{k_1 l_3}{l_2 k_3}} + \sqrt{\frac{l_2 k_3}{k_1 l_3}}}\,. \tag{30}$$

În mod analog se găseşte că raportul dintre valoarea celui de al doilea radical din expresia (24) pentru $\rho = \rho_1$ şi valoarea minimă (28) este

$$\psi_2 = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\sqrt{\frac{k_3 l_2}{l_3 k_1}} + \sqrt{\frac{l_3 k_1}{k_3 l_2}}}\,; \tag{31}$$

comparînd cu (30) se vede că

$$\psi_1 = \psi_2.$$

După cum rezultă introducînd valorile din tabloul nr. 1 pentru l_3, k_2, k_3, k_1, eroarea este în orice caz mai mică decît 1,26 %, ceea ce justifică întru totul formula (29) adoptată pentru greutatea minimă.

Tabloul nr. 2

Cazul nr.	$n = \frac{k_3 l_2}{l_3 k_1}$	$\frac{1}{\sqrt{3}}\sqrt{\sqrt{n} + \frac{1}{\sqrt{n}}}$
1	$\frac{2}{\pi}$	1,012
2	$\frac{4}{\pi}\,\frac{n}{n+1}$	1,012 ($n = 1$)
3	$\frac{4}{\pi}\,\frac{n-1}{n}$	1,012 ($n = 2$)
4	$\frac{4}{\pi}$	1,004

4. COMPARAȚIE ÎNTRE DIFERITELE TIPURI DE BOBINE

4.1. Substituind în formula (29) diferitele valori ale parametrilor $k_1, k_2, k_3, l_1, l_2, l_3$ luate din tabloul nr. 1, se obține în fiecare caz expresia greutății minime. Luînd drept constantă C_1 (adică puterea) Γ_{mf} și Γ_{mc} se găsesc din formula (29) expresiile din tabloul nr. 3 pentru raportul $\gamma = \dfrac{G_{min}}{2\sqrt{2}\, C_1^3 \sqrt{\Gamma_{mf}\,\Gamma_{mc}}}$.

După cum rezultă din tabloul nr. 3 greutatea este cu atît mai mică, cu cît se ia n mai mic. În același tablou se dau greutățile minime cînd n este redus la valoarea sa minimă.

Luînd $\Gamma_{mf} = 7$ g/cm³ și $\Gamma_{mc} = 2{,}7$ g/cm³, rezultă $\Gamma_{mf}/\Gamma_{mc} \cong 2{,}6$.

În tabloul nr. 3 sînt date și valorile lui $\dfrac{G_{min}}{C_1^3}$ pentru n minim și pentru raportul $\Gamma_{mf}/\Gamma_{mc} = 2{,}6$.

Tabloul nr. 3

Cazul nr.	$\gamma = \dfrac{G_{min}}{4\sqrt{2}\, C_1^3 \sqrt{\Gamma_{mf}\,\Gamma_{mc}}}$	idem pentru n minim	$\dfrac{G_{min}^{*})}{C_1^3}$
1	$\sqrt[4]{\dfrac{n\,\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{n\pi}{2}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	$\sqrt[4]{\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{\pi}{2}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	54,5
2	$\sqrt[4]{\dfrac{(n+1)}{2n}\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{(n+1)\pi}{8}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	$\sqrt[4]{2\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{\pi}{4}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	52,5
3	$\sqrt[4]{\dfrac{n}{2}\dfrac{1}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{n^2\pi}{n-18}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	$\sqrt[4]{\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{\pi}{2}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	54,5
4	$\sqrt[4]{\dfrac{n}{2}\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{n\pi}{8}\dfrac{1}{\Gamma_{mf}}}$	$\sqrt[4]{\dfrac{\Gamma_{mc}}{\Gamma_{mf}}} + \sqrt[4]{\dfrac{\pi}{4}\dfrac{\Gamma_{mf}}{\Gamma_{mc}}}$	49

*) Pentru n minim și $\Gamma_{mf} = 7$ g/cm³, $\Gamma_{mc} = 2{,}7$ g/cm³.

Remarcăm că valoarea 49 din cazul bobinei cu capetele îmbinate (cazul 4) nu corespunde unui caz real, deoarece din egalitatea (8) rezultă $r < 0$. Pentru a face $r \geqslant 0$, trebuie să se modifice raporturile optime dintre: a, c și d, ceea ce se traduce printr-un spor al greutății. Din studiul de mai sus al cazului 4 rezultă că

1) numărul n al căilor distincte de flux trebuie redus la valoarea sa minimă,

2) în nici un caz reducerea de greutate astfel obținută nu depășește 10 % (3,88 față de 4,28).

Prin faptul că n trebuie redus la valoarea sa minimă, care este egală cu 2, acest ultim tip de circuit magnetic rezultă ca o deformare a tipului din figura 2, a. Problema generală, de a stabili cum anume trebuie deformat circuitul din figura 2 pentru a obține greutatea minimă, nu se va examina aici, deoarece la executarea unui tip deformat de circuit magnetic, dificultățile tehnice constructive cresc într-o măsură care nu justifică reducerea în greutate, care, după cum rezultă din cele de mai sus, este mică.

CONCLUZII

Calculul efectiv al greutăţii minime presupune introducerea valorilor numerice în formulele din lucrare. Factorul de putere K are o limită superioară, care a fost stabilită într-o lucrare anterioară, dar în condiţiile reale el este mai mic decît această limită. Randamentul este afectat de pierderile histerezis şi Foucault, care cer o determinare experimentală. În consecinţă, nu vom da deocamdată o cifră precisă pentru greutatea minimă.

Lucrarea de faţă, împreună cu o lucrare anterioară asupra factorului de putere maxim, servesc la determinarea performanţelor optime ale ciocanelor electrice cu inductanţă variabilă. Folosind datele experimentale obţinute cu un prototip proiectat special în vederea obţinerii performanţelor optime, se vor putea determina experimental valorile rămase încă nesigure. Pe baza lucrărilor citate se va putea aprecia totodată, pe baze sigure, limita superioară a performanţelor care se pot obţine prin diferite perfecţionări ale prototipului. În consecinţă, se vor putea stabili precis posibilităţile ciocanelor electrice cu inductanţă variabilă, punînd capăt diversităţii de păreri care există în literatură în această privinţă. Precizînd domeniul de aplicaţie a acestui tip de ciocane, se va putea da totodată un răspuns categoric problemei, dacă aceste ciocane pot sau nu pot fi folosite în mină.

ОБ УСЛОВИЯХ ДОСТИЖЕНИЯ МИНИМАЛЬНОГО ВЕСА ПАРАМЕТРАЛЬНЫХ МЕХАНИЗМОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для достижения наилучших результатов при применении электрических молотков с переменной индуктивностью авторы определяют оптимальную форму магнитной цепи, позволяющую при определенной энергии удара довести до минимума вес молотка. Указываются наилучшая форма и максимальный вес молотков, соответствующие главным типам магнитных цепей, могущих быть технически реализованы. Цель настоящей работы способствовать определению энергии максимального удара при данном весе молотка для установления области применения молотков этого типа.

LES CONDITIONS DU «MINIMUM DE POIDS» DES MACHINES PARAMÉTRIQUES

(RÉSUMÉ)

En vue d'établir les performances optimes des marteaux électriques à inductance variable, on établit la forme optime du circuit magnétique, telle que pour une énergie déterminée par le coup, on obtienne le poids minimum du marteau. On détermine la forme optime et le poids maximum pour les principaux types de circuits magnétiques réalisables au point de vue technique. Le but de ce travail est de servir à la détermination de l'énergie pour le plus fort coup qu'on puisse obtenir, au cas où l'on indique le poids du marteau, établissant ainsi le domaine d'application de ce type de marteau.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

ÎNCĂLZIREA ADIABATICĂ A CONDUCTORILOR DIN CUPRU, ALUMINIU ŞI ARGINT*)

DE

AUREL AVRAMESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

În electrotehnică, încălzirea conductorilor prin efect Lenz-Joule şi degajarea cantităţii de căldură respective, au o importanţă mare în calculul, dimensionarea şi construcţia maşinilor, aparatelor şi instalaţiilor electrice [1]. Criteriul de încălzire interesează nu numai în regim permanent, dar şi în regim tranzitoriu, la suprasarcini de scurtă durată [2]. Supratensiunile atmosferice şi scurtcircuitele produc în reţelele electrice în mod accidental curenţi mari, a căror durată este de ordinul milionimilor, pînă la cel al unităţilor de secundă [3]. Solicitările datorite curenţilor pe care conductoarele şi implicit maşinile, aparatele, instalaţiile le suportă, din punctul de vedere al încălzirii, sînt cu atît mai mari, cu cît durata fenomenelor este mai scurtă [4]. În astfel de cazuri, cea mai mare parte a căldurii produse se înmagazinează în conductoarele străbătute de curent, căldura degajată către mediul ambiant fiind şi ea cu atît mai redusă, cu cît durata aplicării suprasarcinilor este mai scurtă. La fenomene de supratensiune internă sau externă, durata fiind de ordinul micro- şi milisecundelor, energia calorică degajată se poate neglija faţă de energia înmagazinată în conductoare [5]. Dar şi la scurtcircuite care durează cîteva secunde, curenţii sînt atît de puternici, încît căldura ce se poate degaja este mică în raport cu cea care se produce şi se înmagazinează [6]. Cum energia produsă se poate obţine prin calcul din valorile curentului şi căderii de tensiune [7], care se pot măsura şi înregistra cu o mare exactitate, pe de altă parte temperatura conductoarelor se poate calcula în mod univoc din variaţia rezistenţei lor electrice [2], deci din valorile aceloraşi parametri, se dovedeşte că bilanţul energetic se poate reconstitui incluzînd căldura cedată, dacă se cunoaşte comportarea conductoarelor la încălzire adiabatică [8], adică fără cedare de căldură către mediul ambiant. Din acest punct de vedere, cunoaşterea încălzirii adiabatice este de cea mai mare importanţă principială, deoarece ea, fiind un caz limită către care se tinde cînd durata tinde către zero, permite o separare sistematică a diferitelor efecte complexe ce apar concomitent la încălzirea rapidă a conductoarelor.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 10 iunie 1955.

Bilanțul termic pentru o variație infinitezimală în timp este dat [9] de ecuația diferențială

$$j^2 \rho \, dt = \gamma c \, d\delta, \quad (1)$$

unde j = densitatea de curent în A/mm^2,
ρ = rezistivitatea în Ω mm^2/m,
t = timpul în s,
γ = greutatea specifică în g/cm^3,
c = căldura specifică în Ws/g °C,
δ =supratemperatura peste mediul ambiant, °C.

Dintre mărimile care apar în ecuația (1), numai densitatea de curent j este funcție de timp *), restul parametrilor fiind mai mult sau mai puțin variabili cu temperatura.

Cunoscînd condiția inițială

$$\delta = \delta_0 \text{ cînd } t = 0, \quad (2)$$

ecuația diferențială (1) se poate formal integra rezultînd după cum am arătat [10],

$$\int_0^t j_0 (t) \, dt = \gamma_0 \int_{\delta_0}^{\delta} \psi \frac{c}{\rho} d\delta, \quad (3)$$

unde j_0 este densitatea de curent raportată la secțiunea inițială, iar ψ funcția de temperatură a dilatație iliniare.

Pentru a rezolva ambele integrale, trebuie să se cunoască, pe de o parte, expresia analitică a funcției de timp a curentului [11], pe de altă parte, funcția de temperatură a mărimilor.

Autorul dispune de valori experimentale foarte exacte ale rezistivității cuprului și aluminiului pînă la topire [12], cît și ale căldurii specifice a acestor metale [13].

Valorile acestor parametri de material p se pot exprima analitic cu suficientă exactitate, prin formula de forma

$$\frac{p}{p_0} = 1 + \alpha\delta + \beta\delta^2, \quad (4)$$

unde p_0 este valoarea la o temperatură de referință (0 sau 20°C).

În speță, formulele și coeficienții respectivi sînt (pentru cupru și aluminiu) după măsurătorile autorului

Cupru

$$\frac{\rho}{\rho_0} = 1 + 0{,}4241 \cdot 10^{-2} \delta + 0{,}453 \cdot 10^{-6} \delta^2, \quad (5)$$

$$\frac{c}{c_0} = 1 + 3{,}350 \cdot 10^{-4} \delta + 2{,}96 \cdot 10^{-8} \delta^2. \quad (6)$$

Aluminiu

$$\frac{\rho}{\rho_0} = 1 + 0{,}3867 \cdot 10^{-2} \delta + 1{,}10 \cdot 10^{-6} \delta^2, \quad (7)$$

$$\frac{c}{c_0} = 1 + 3{,}801 \cdot 10^{-4} \delta + 5{,}0 \cdot 10^{-8} \delta^2. \quad (8)$$

*) De fapt, la fenomene de scurtă durată mai intervine repartizarea neuniformă a densității de curent în secțiune, datorită efectului pelicular. Acest caz a fost tratat de autor în cîteva lucrări (de ex. [9]) și nu se ia în considerare în această expunere.

Formulele valabile pentru argint pur nu se găsesc în literatura fizică de specialitate [14] dar sînt, după calculele autorului,

$$\text{Argint} \begin{cases} \dfrac{\rho}{\rho_0} = 1 + 0{,}401.10^{-2}\,\delta + 0{,}75\cdot 10^{-4}\,\delta^2, & (9) \\ \dfrac{c}{c_0} = 1 + 2{,}68.10^{-4}\,\delta + 1{,}89\cdot 10^{-8}\,\delta^2. & (10) \end{cases}$$

Funcția de dilatație termică a acestor metale este, după tabelele cunoscute de constante fizice

$$\text{Cupru} \quad \frac{l}{l_0} = 1 + 0{,}1607.10^{-4}\,\delta + 0{,}403\cdot 10^{-8}\,\delta^2, \qquad (11)$$

$$\text{Aluminiu} \quad \frac{l}{l_0} = 1 + 0{,}2354\cdot 10^{-4}\,\delta + 0{,}707\cdot 10^{-8}\,\delta^2, \qquad (12)$$

$$\text{Argint} \quad \frac{l}{l_0} = 1 + 0{,}1827\cdot 10^{-4}\,\delta + 0{,}4793\cdot 10^{-8}\,\delta^2. \qquad (13)$$

Calculul integralei de temperatură în bilanțul (3) se poate face pe mai multe căi, din care — după autor — cele mai indicate sînt următoarele:

a) Prin efectuarea operațiilor matematice pe cale analitică se poate deduce o expresie de forma (4) sau a inversului ei, care reprezintă cu aproximație suficientă funcția de temperatură de sub integrală. Apoi interpretarea se face după metodele cunoscute.

b) Prin calcul grafic al integrandului din funcțiile de temperatură ale mărimilor respective constatate experimental, de exemplu pe hîrtie logaritmică sau exponențială. Curba integrandului se poate apoi exprima analitic și integra.

c) Prin calcul grafic al integrandului ca la punctul *b)* și apoi integrare grafică într-un sistem cartezian de coordonate.

Avantajul procede lor *b)* și *c)* este că devierile de la valorile experimentale care rezultă din alegerea coeficienților și din limitarea la trei termeni a relației (4) nu se pot cumula într-un anumit domeniu de temperatură. Astfel, eroarea calculului depinde numai de cea a constatărilor experimentale și a reprezentărilor grafice. Cum scara reprezentării se poate alege mare, eroarea de reprezentare grafică se poate scădea ușor sub 1 %. În acest fel, se pot obține valori foarte exacte ale integralei de temperatură în întreg domeniul de temperatură considerat.

Procedînd după metoda *b)*, se poate scrie pentru orice metal conductor

$$\left(\frac{\rho}{\psi c}\right)_\delta = 1 + \varepsilon_1\,\delta - \varepsilon_2\,\delta^2. \qquad (14)$$

Astfel integrala de temperatură devine

$$\left(\frac{\gamma c}{\rho}\right)_0 \int_0^\delta \left(\frac{\psi c}{\rho}\right)_\delta \mathrm{d}\delta = \left(\frac{\gamma c}{\rho}\right)_0 \int_0^\delta \frac{\mathrm{d}\delta}{1 + \varepsilon_1\,\delta - \varepsilon_2\,\delta^2}. \qquad (15)$$

Valorile coeficienților ε_1 și ε_2 sînt, după calculele autorului, cele trecute în tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

Valorile coeficienților de temperatură ε_1 și ε_2

Nr. crt.	Metal conductor	ε_1 grd^{-1}	ε_2 grd^{-2}
1	Cupru	$3{,}85.10^{-3}$	$0{,}75.10^{-6}$
2	Aluminiu	$3{,}48.10^{-3}$	$0{,}47.10^{-6}$
3	Argint	$3{,}60.10^{-3}$	$0{,}83.10^{-6}$

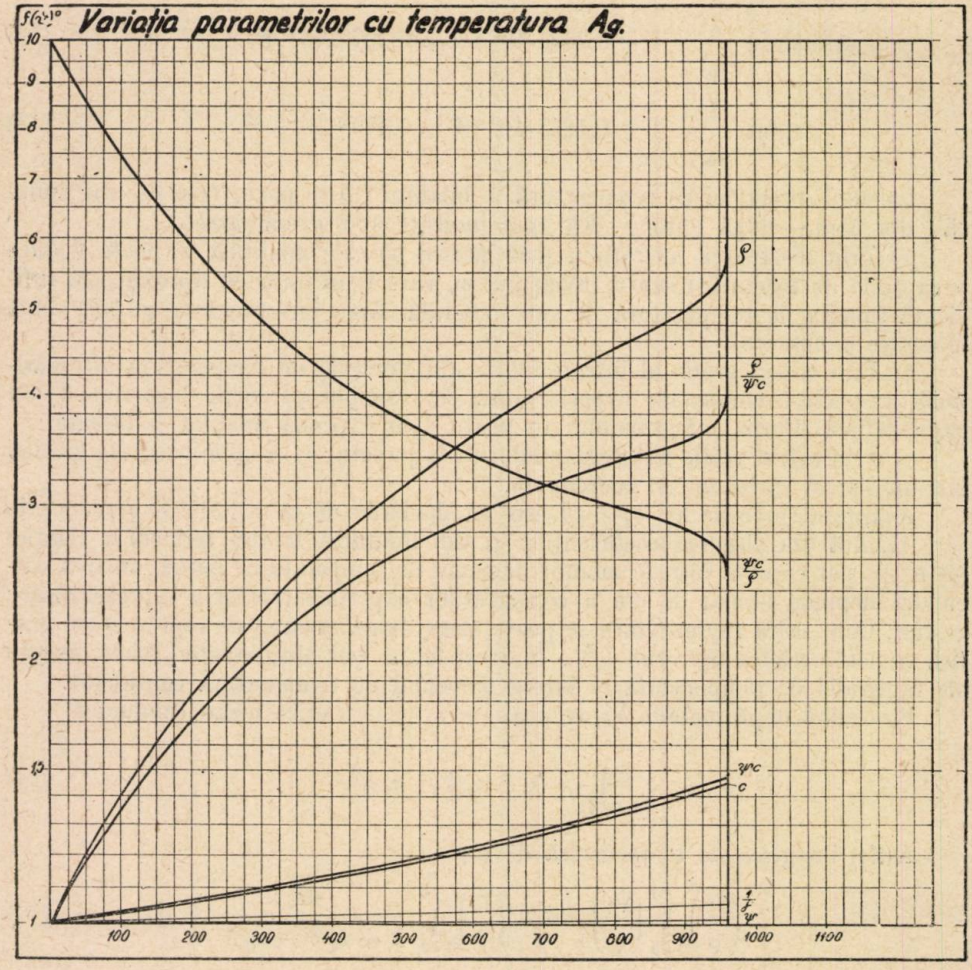


Fig. 1. — Variația cu temperatura a rezistivității ρ, căldurii specifice c și dilatării liniare ψ a argintului în limitele de temperatură 0°C și 961°C.

Discriminantul integrandului fiind

$$D = -\varepsilon_2 - \frac{\varepsilon_1}{4} < 0, \tag{16}$$

totdeauna negativ, integrala se reduce la (15)

$$\int_0^{\delta} \frac{d\delta}{1 + \varepsilon_1 \delta - \varepsilon_2 \delta^2} = \frac{1}{2\sqrt{D}} \left[\ln \frac{\sqrt{D} - \frac{1}{2}\varepsilon_1 + \varepsilon_2 \delta}{\sqrt{D} + \frac{1}{2}\varepsilon_1 - \varepsilon_2 \delta} - \ln \frac{\sqrt{D} - \frac{1}{2}\varepsilon_1}{\sqrt{D} + \frac{1}{2}\varepsilon_1} \right]. \tag{17}$$

Dacă se procedează după metoda *c)*, atunci se ajunge la o reprezentare grafică a funcțiilor de temperatură a mărimilor c, ρ și ψ într-o diagramă simplu logaritmică în intervalul de temperatură între 0 și punctul de topire a metalului respectiv.

Pentru cazul argintului, curbele funcțiilor de temperatură $\frac{\rho}{\rho_0}$, $\frac{c}{c_0}$ și $\frac{\psi}{\psi_0}$ sînt arătate în figura 1.

Prin adițiuni și substracțiuni grafice se construiește curba de temperatură a mărimii $\frac{\rho}{\psi c}$ care este inversul, integrandului. Spre a deduce o formulă de forma (4) pentru expresia (14), deci a stabili valorile ε_1 și ε_2 cele mai potrivite, se procedează în felul următor. Se reprezintă funcția de temperatură a mărimii, așa cum s-a dedus pe cale grafică într-o diagramă carteziană (fig. 2) și se caută tot pe cale grafică curba derivată $f'(\delta) = \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 \delta$.

Din aceasta, valorile ε_1 și ε_2 se stabilesc imediat.

Dacă se reprezintă curba $\frac{\rho}{\psi c}$ într-o diagramă milimetrică obișnuită, se poate face o integrare grafică. Autorul a efectuat aceste calcule pentru cupru, aluminiu [14] și argint, rezultînd valorile numerice exacte trecute în tabloul nr. 2 și (pentru calcule practice) curbele de încălzire fără cedare de căldură, care s-au reprezentat în figura 3 în funcție de mărimea $A = \int_0^{2t} j_t^2 . dt$ care se numește intensitatea de încălzire.

Calculul practic cu aceste curbe se face în felul următor. Se consideră temperatura inițială a conductoarelor δ și se stabilește mărimea A_1 corespunzătoare. Apoi, din curba cunoscută a curentului se calculează valoarea integralei de curent A. Această valoare se adaugă la valoarea A_1 și temperatura la care s-a ajuns prin încălzire adiabatică se obține în dreptul intensității de încălzire $A_1 + A$.

Integrale A ale efectului termic s-au calculat de către autor pentru diferite funcții de timp ale curentului [7], [10], [11].

În tabloul nr. 3 se dau unele din rezultatele calculate. Notațiile întrebuințate rezultă din formulele trecute în capul coloanelor. Aici problema constă în găsirea expresiei analitice celei mai potrivite pentru reprezentarea curbei curentului.

Indicații precise asupra acestei operații se găsesc în lucrările citate.

În ceea ce privește valorile pentru aluminiu și cupru, ele au fost confirmate prin experiențe executate de J. Wrana [5]. Valorile deduse aici pentru argint

Tabloul nr. 2

Curba de încălzire a aluminiului, argintului și cuprului

Temperatura °C	Solicitarea termică A^2s/mm^2		
	Al	Ag	Cu
0	0	0	0
50	4,28	7,4	9,28
100	7,58	13,8	17,25
200	13,50	24,4	30,55
300	18,35	33,1	41,50
400	22,45	40,3	50,7
500	26,10	46,8	58,9
600	29,35	52,6	66,1
700	—	57,8	—
800	—	62,9	—
900	—	67,6	77,7
1 000	—	—	88,7
1 083	—	—	93,3

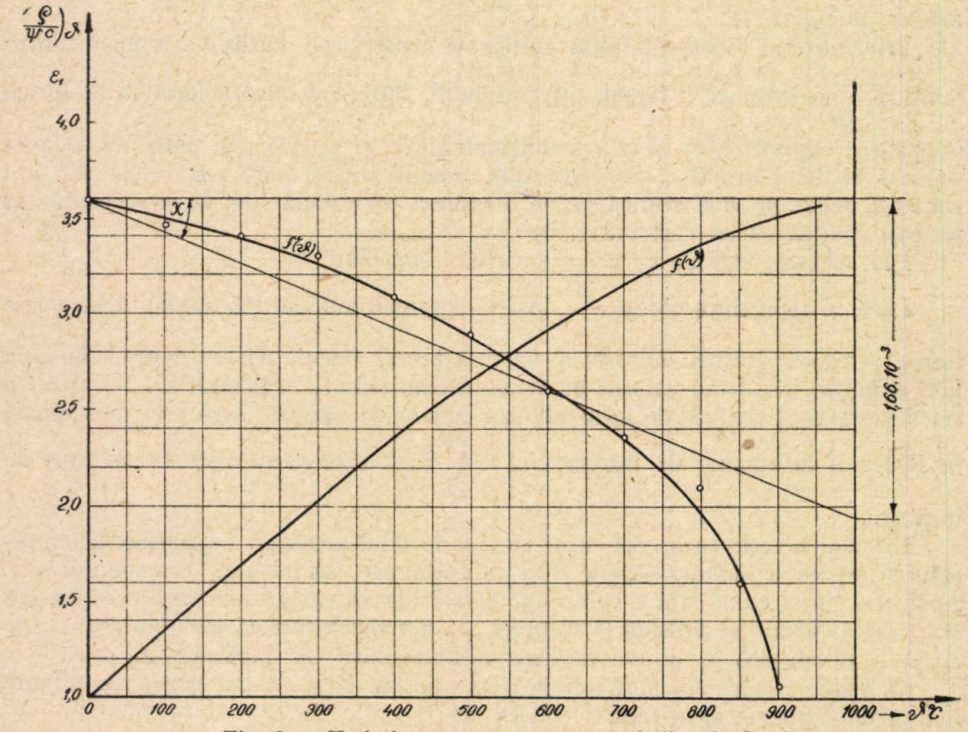


Fig. 2. — Variația cu temperatura mărimii $\rho/\psi c$ la Ag.

s-au confruntat de autor de asemenea cu cele rezultate din aceste experiențe, găsindu-se o concordanță bună, în limitele erorilor de măsură și înregistrare.

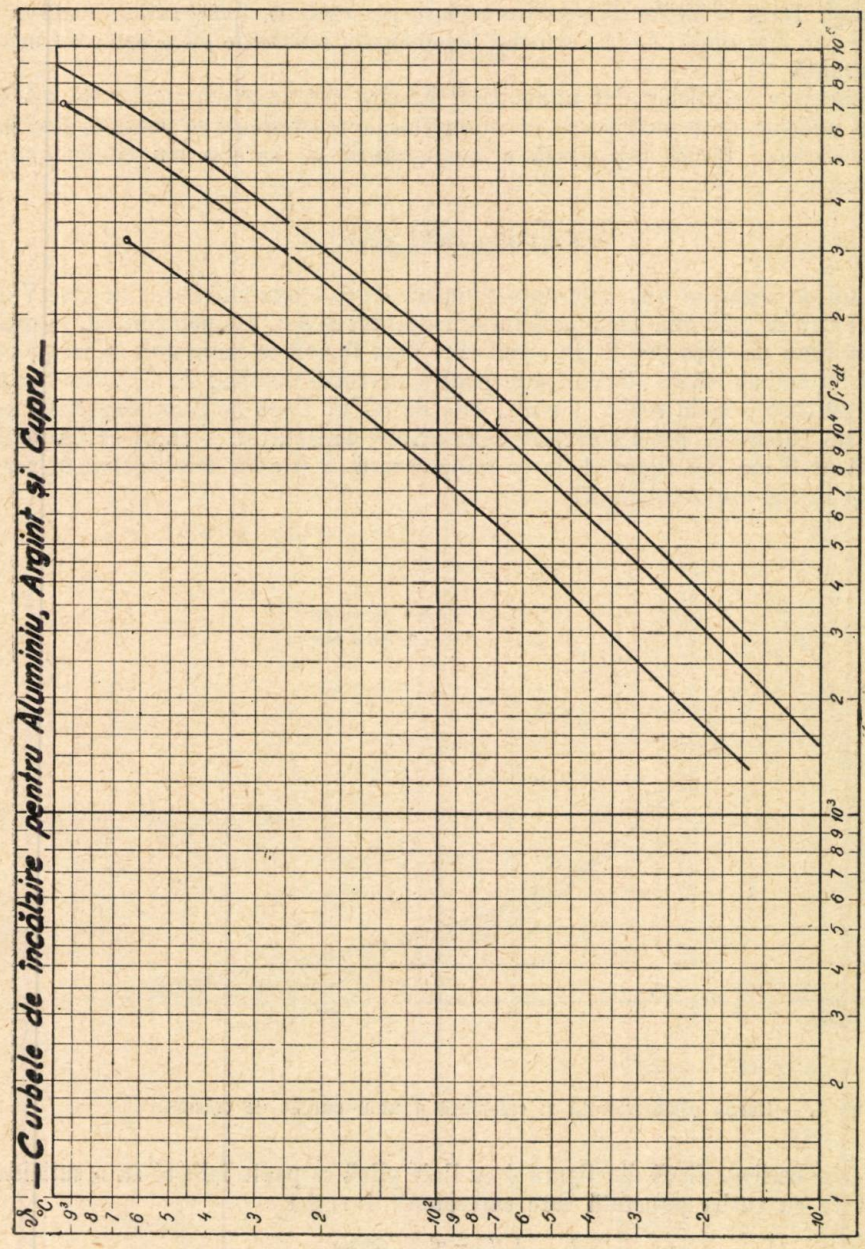


Fig. 3. — Curba de încălzire adiabatică pentru aluminiu, argint și cupru.

De fiecare dată cînd durata fenomenului este scurtă, iar curenții mari, calculul încălzirii adiabatice poate să dea o indicație prețioasă. Din această încălzire fără cedare de căldură rezultă cea mai înaltă temperatură care ar putea să apară în conductor. Dacă se ia în considerare cedarea de căldură, temperatura reală ar fi în orice caz mai mică. Astfel, calculul fenomenului adiabatic dă o oarecare marjă de siguranță [15].

Aplicațiile calculelor sînt numeroase. Efectul termic al curenților de trăsnet [11], al undelor electromagnetice, ale curenților de scurtcircuit se poate evalua mai sigur cunoscînd limita superioară a temperaturii pe care o iau conductoarele metalice.

Exemplu de calcul

Firul de argint al unei siguranțe tubulare de 6 A într-un circuit de 15 kV are un diametru de 0,25 mm dacă fuzibilul este montat în aer, temperatura lui în regim nominal fiind de circa 300°C. În cazul cînd firul fuzibil se montează în nisip, diametrul lui trebuie să fie de 0,18 mm pentru curentul nominal de 6 A, iar temperatura pe care o ia în regim nominal este de 80 °C. Dacă pe linia respectivă s-ar scurge un curent de impuls datorit unui trăsnet îndepărtat, a cărui curbă oscilografiată ar fi cea din figura 4, la ce temperatură ar fi adus firul fuzibil în aer și în nisip în siguranța tubulară?

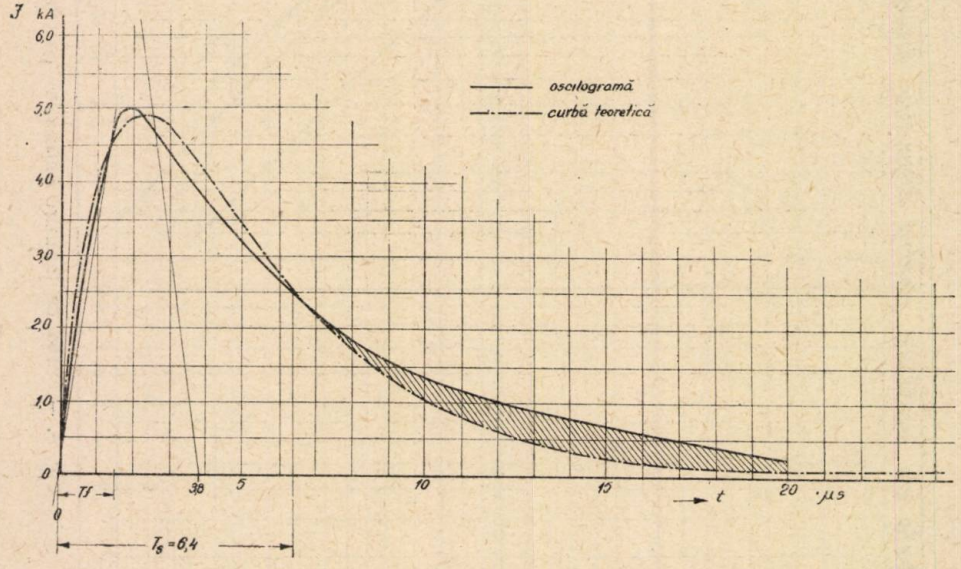


Fig. 4. — Curba oscilografiată și calculată a unui curent de trăsnet.

Curba oscilografiată din figura 4 cu linie plină se poate înlocui cu o suficientă exactitate cu curba punctată care corespunde funcției

$$I = I_0 (e^{-\alpha t} - e^{m\alpha t}),$$

cu parametrii $I_0 = 14{,}5$ kA, $\frac{1}{\alpha} = 3{,}8$ μs, $m = 2{,}7$.

Efectul termic se poate calcula imediat, utilizînd formula din rîndul 6 al tabloului nr. 3.

Tabloul nr. 3

Calculul efectului termic al curentului

	$\frac{i}{i_0} = f(t)$	$\Psi(t) = \int_0^t f(t)\,dt$	$\varphi(t) = \int_0^t f^2(t)\,dt$	$\Psi(\infty) = \int_0^\infty f(t)\,dt$	$\varphi(\infty) = \int_0^\infty f^2(t)dt$
1	$f_1 \pm f_2$	$\Psi_1 \pm \Psi_2$	$\varphi_1 + \varphi_2 \pm 2\Psi_{12}$	–	–
2	1	t	t	∞	∞
3	$e^{\alpha t}$	$\frac{1}{\alpha}(e^{\alpha t} - 1)$	$\frac{1}{2\alpha}(e^{2\alpha t} - 1)$	∞	∞
4	$e^{-\alpha t}$	$\frac{1}{\alpha}(1 - e^{-\alpha t})$	$\frac{1}{2\alpha}(1 - e^{-2\alpha t})$	$\frac{1}{\alpha}$	$\frac{1}{2\alpha}$
5	$1+me^{-\alpha t}$	$t + \frac{m}{\alpha}(1 - e^{-\alpha t})$	$t + m^2\Psi_4 + 2m\Psi_4$	∞	∞
6	$e^{-\alpha t} - e^{-m\alpha t}$	$\frac{1}{\alpha}(1 - e^{-\alpha t}) - \frac{1}{m\alpha}(1 - e^{-m\alpha t})$	$\varphi_4(\alpha) + \varphi_4 m\alpha - 2\Psi_{4\alpha(\alpha+m\alpha}$	$\frac{1}{\alpha} \cdot \frac{m-1}{m}$	$\frac{1}{2\alpha}\frac{(m-1)^2}{m(m+1)}$
7	$\alpha t e^{-\alpha t}$	$\frac{1}{\alpha}[1 - e^{-\alpha t}(\alpha t + 1)]$	$\frac{1}{4\alpha}[1 - e^{-2\alpha t} \cdot (2\alpha^2 t^2 + 2\alpha t + 1)]$	$\frac{1}{\alpha}$	$\frac{1}{4\alpha}$
8	$\cos \omega t$	$\frac{1}{\omega}\sin \omega t$	$\frac{1}{2\omega}\left(t + \frac{1}{2\omega}\sin 2\omega t\right)$		∞
9	$\sin \omega t$	$\frac{1}{\omega}(1 - \cos \omega t)$	$\frac{1}{2\omega}\left(t - \frac{1}{2\omega}\sin 2\omega t\right)$		∞
10	$e^{-\lambda t}\cos \omega t$	$\frac{1}{\lambda^2 + \omega^2}[\lambda + e^{-\lambda t}(-\lambda\cos \omega t + \omega \sin \omega t)]$	$\frac{1}{4\lambda}(1 - e^{-2\lambda t}) + \frac{1}{4(\lambda^2 + \omega^2)}[\lambda + e^{-\lambda t}(-\lambda \cos 2\omega t + \omega \sin 2\omega t)]$	$-\frac{\lambda}{\lambda^2 + \omega^2}$	$\frac{1}{4\lambda} + \frac{\lambda}{4(\lambda^2 + \omega^2)}$

$$\varphi(\infty) = \frac{1}{2\alpha}\frac{(m-1)^2}{m(m-1)} = \frac{3{,}8}{2}\,\frac{1{,}7^2}{2{,}7.3{,}7} = 0{,}54\ \mu s.$$

Deci

$$I_0^2\,\varphi(\infty) = 14{,}5^2 \cdot 10^6 . 0{,}54 \cdot 10^{-6} = 114\ A_S^2$$

Presupunînd firul în aer, deci la sarcina nominală la o temperatură de regim de 300°C, intensitatea de încălzire corespunzătoare este de $33.10^3 A^2 s/mm^4$ (fig. 3).

La firul de $d_1 = 0{,}25$ mm diametru în aer, secțiunea este $s_1 = 0{,}044\ mm^2$ și $s_1^2 = 2{,}4.10^{-3}\,mm^4$. Deci integrala de curent datorită trăsnetului are valoarea

$$\int_0^\infty j^2\,dt = \frac{I_0}{s_2^1}\ \varphi(\infty) = \frac{114}{2{,}4} \cdot 10^3 = 23{,}3 \cdot 10^3\ \frac{A_S^2}{mm^4}\ .$$

Adunînd efectele, rezultă $33 + 23{,}3 = 56{,}3$ $A^2\,s/mm^4$, căruia după curba figurii 3 îi corespunde o temperatură de 660°C.

În cazul firului de $d_2 = 0{,}18$ mm^2 diametru îngropat în nisip, secțiunea este $s_2 = 0{,}0255$ mm și $s_2^2 = 0{,}65 \cdot 10^{-3}$ mm^4. Integrala de curent

$$\int_0^\infty j^2\,dt = \frac{114}{0{,}65} \cdot 10^3 = 175 \cdot 10^3 \quad \frac{A_S^2}{mm^4}$$

Cum firul se topește la valoarea de $71 \cdot 10^3$ A^2s/mm^4 dacă a fost inițial la temperatura 0, este clar că firul îngropat în nisip este topit de curentul de trăsnet respectiv.

În aceste calcule s-a neglijat pe drept cuvînt efectul pelicular, deoarece la secțiuni atît de mici el nu intervine în mod practic.

АДИАБАТИЧЕСКИЙ НАГРЕВ МЕДНЫХ, АЛЮМИНИЕВЫХ И СЕРЕБРЯНЫХ ПРОВОДОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

На основании дифференциального уравнения адиабатического нагрева проводов автор рассматривает изменения в связи с температурой всех параметров материала, а интеграл уравнения выводит как чисто аналитически, при помощи квадратных функций температуры и аналитического интегрирования, так и графически, пользуясь кривыми параметров, найденными опытным путем, и производя интегрирование также графически. Таким образом получаются кривые нагрева меди, алюминия и серебра, с ошибками меньшими 1% во всей области температур. Использование кривых нагрева иллюстрируется примерами.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Изменения с температурой сопротивляемости ρ, удельной теплоемкости C и линейного расширения ψ серебра в пределах температуры 0—961°.
Рис. 2. — Изменения с температурой величины $\rho/\psi\,c$ в серебре.
Рис. 3. — Кривая адиабатического нагревания меди, алюминия и серебра.
Рис. 4. — Осциллографированная и вычисленная кривая разрядного тока.

L'ÉCHAUFFEMENT ADIABATIQUE DES CONDUCTEURS EN CUIVRE, ALUMINIUM ET ARGENT

(RÉSUMÉ)

Partant de l'équation différentielle de l'échauffement adiabatique des conducteurs, on prend en considération les variations avec la température de tous les paramètres de matériel. On établit l'intégrale de l'équation, analytiquement, d'une part, à l'aide de certaines fonctions de la température et d'intégration analytique et, par des opérations graphiques, d'autre part, avec les courbes des parmètres, constatées expérimentalement, l'intégration étant elle aussi effectuée graphiquement. Les courbes d'échauffement du cuivre, de l'aluminium et de l'argent en résultent, avec des erreurs inférieures à 1 % dans tout le domaine des températures. L'emploi des courbes est illustré par des exemples.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Variation avec la température de la résistivité ρ, de la chaleur spécifique c et de la dilatation linéaire ψ, de l'argent, entre des limites de température allant de 0°C à 961°C.
Fig. 2. — Variation avec la température du rapport $\rho/\psi c$, pour l'argent.
Fig. 3. — Courbes d'échauffement adiabatique, pour le cuivre, l'aluminium et l'argent.
Fig. 4. — Courbe oscillographiée et calculée, du courant de la foudre.

BIBLIOGRAFIE

1. I. A. Builov, *Osnovi elektro-aparatostroienia.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1947.
2. A. Avramescu, *Beiträge für die Berechnung der Kurzschlusserwärmung.* Diss. T. H. Dresden, 1937, v. Bul. IRE, 1937, t. 5, nr. 2, p. 347.
3. L. I. Sirotinski, *Tehnika visokih napriajenii.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1945.
4. M. A. Badikov, *Elektriceskie aparatî.* Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1951.
5. J. Wrana, *Vorgänge beim Schmelzen und Verdampfen von Drähten mit sehr hohen Stromstärken.* Arch. Elektrotechn., 1939, vol. 33, nr. 10, p. 656.
6. A. Avramescu, *Efectele curenților de scurtcircuit în rețele electrice.* Bul. IRE, 1940, t. 8, nr. 2, p. 416.
7. — *Über die Berechnung der Wärmewirkung von Ausgleich und Überströmen.* Arch. Elektrotechn., 1941, t. 35, nr. 6, p. 344.
8. A. Avramescu și S. Mastero, *Încălzirea la scurt circuit a conductorilor de aluminiu.* Studii și cercetări de energetică, t. 3, nr. 1—4, ianuarie-decembrie 1953, p. 127.
9. A. Avramescu, *Beiträge zur Erwärmungsberechnung elektrischer Leiter.* Habil. Diss. T. H. Dresden., Bul. IRE, 1944, t. 11, nr. 3—4, p. 301.
10. — *Über die Berechnung der Kurzschlusserwärmung.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1938, t. 59, nr. 37, p. 985.
11. — *Die Wärmewirkung der Schalt- und Stossströme.* Elektrotechn. Z.(ETZ), 1941, t. 62, p. 591.
12. — *Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes von Kupfer und Aluminium bis zum Schmelzpunkt.* Z. techn. Physik, 1939, t. 20, nr. 1, p. 26.
13. — *Temperaturabhängigkeit der wahren spezifischen Wärme von Leitungskupfer und Leitungsaluminium bis zum Schmelzpunkt.* Z. techn. Physik, 1939, t. 20, nr. 7, p. 213.
14. — *Genaue Werte für die Erwärmungskurve des Kupfers und Aluminiums.* C.R. Acad. Sci. Roum. (1942), t. 6, nr. 1—4, p. 347.
15. R. Rüdenberg, *Elektrische Schaltvorgänge.* J. Springer, Berlin, 1933.
16. — *Transient Performance of Electric Power Systems.* New York—Toronto—London, 1950 și I. L. Moscova, 1955.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

STUDIU COMPARATIV PENTRU PRODUCEREA CURENTULUI CONTINUU DE MARE INTENSITATE *)

DE

CESAR PARTENI ANTONI

1. Printre numeroasele industrii care utilizează energia electrică, aplicaţiile în domeniul electrochimiei deţin un loc de frunte, din punctul de vedere al consumului de energie electrică şi al puterilor instalate. Astfel producerea unei tone de carbid necesită 3 500 kWh, iar a unei tone de aluminiu 22 500 kWh. Unele instalaţii electrochimice ajung la un consum anual de circa $1{,}5.10^8$ kWh.

În multe ramuri ale industriei electrochimice, consumul de energie electrică reprezintă o parte foarte importantă din cheltuielile totale şi deci are o influenţă deosebită asupra preţului de cost al produsului respectiv. După unele date statistice, energia electrică reprezintă 20—30 % din totalul cheltuielilor şi deci se explică de ce se urmăreşte o cît mai mare reducere a pierderilor în această direcţie în industriile electrochimice.

Puterile instalate în aceste instalaţii se cifrează la zeci de mii de kilowaţi, încît o reducere a randamentului numai cu 1 % reprezintă o economie de mare importanţă, cu urmări asupra preţului de cost. Citǎm cazul instalaţiilor pentru producerea aluminiului, care ajung la 100 000 kW.

Industria electrochimică se situează printre marii consumatori de energie electrică şi prin urmare deţine un loc important în economia electrică a unei ţări.

Din aceste motive trebuie să se dea o deosebită atenţie alimentării cu energie electrică a industriei electrochimice. Această problemă încetează de a interesa numai sectorul industriei chimice, ridicîndu-se la nivelul planificării generale a statului în domeniul energetic. Este necesar să se privească problema prin prisma intereselor superioare ale economiei electrice generale şi să se găsească soluţiile optime, din punctul de vedere al economiei de energie electrică, deci a randamentului, în soluţiile ce se vor adopta pentru aprovizionarea cu electricitate a acestei importante industrii.

2. Industria electrochimică necesită, în multe din procesele sale, energie electrică sub formă de curent continuu.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 4 martie 1955.

Energia electrică este însă produsă şi transportată sub formă de curenţi alternativi trifazaţi la tensiuni ridicate.

Alimentarea economică a industriilor electrochimice se va face prin schimbarea caracteristicilor energiei electrice, din forma alternativă, în forma continuă.

O altă soluţie ar fi producerea directă a curentului continuu prin grupuri electrogene, purtate de turbine cu aburi sau cu apă. Dacă situaţia locală permite această soluţie, desigur că este posibil de adoptat. În general, mai rar se întîmplă să avem industrii electrochimice acolo unde dispunem de cărbune sau de apă pentru a produce pe loc energia electrică. Cazul general este acela în care centralele mari termice sau hidraulice se găsesc în alte regiuni decît industriile electrochimice şi deci energia electrică produsă în acele puncte va trebui transportată la locul de utilizare şi transformată în forma necesară.

Sistemul de alimentare trebuie astfel ales, încît să prezinte toate garanţiile de bună funcţionare din punct de vedere tehnic şi în acelaşi timp să se prezinte avantajos din consideraţii de ordin economic.

3. Tensiunea necesară în industria electrochimică variază în limite destul de largi, în funcţie de produsele fabricate. Fiecare celulă pentru procese electrochimice necesită o tensiune continuă scăzută şi o intensitate de curent ridicată. Tensiunea aceasta este în general de ordinul a cîtorva volţi. Celulele individuale sînt asociate în serie, astfel că se ajunge la tensiuni importante, curenţii menţinîndu-se la valorile lor ridicate. Din punctul de vedere al producerii curentului continuu cu intensităţi mari, posibilitatea de a-l furniza sub tensiuni mai ridicate este avantajoasă şi aceasta va reieşi şi din discuţiile ce vor urma.

Utilizarea tensiunilor peste 400 V trebuie luată în consideraţie numai cu multă atenţie. Astfel de tensiuni sînt periculoase pentru personal şi necesită măsuri speciale de izolare. În unele procedee de electroliză, personalul trebuie să intervină adesea şi în asemenea situaţii tensiunile ridicate nu sînt indicate.

În alte procese de electroliză, tensiunea necesară pentru o fabricaţie cît mai economică nu este totdeauna perfect determinată, încît este necesar să varieze în anumite limite, ca astfel să se obţină cele mai ridicate randamente din punct de vedere chimic. Prin urmare, în instalaţiile electrochimice, o problemă de bază este alegerea tensiunii şi intervalul în care aceasta trebuie să varieze. Uneori tensiunea trebuie reglată în limite de 10—20 % faţă de tensiunea nominală. În unele împrejurări este necesar ca tensiunea generatorului să scadă foarte mult, adică să fie reglabilă pînă la 10 % din valoarea nominală.

Instalaţiile de încercări industriale în vederea diverselor studii necesită aceleaşi intensităţi mari, însă tensiunile vor fi reduse, căci se va utiliza un număr restrîns de celule în serie, sau chiar numai una singură.

Rezultă că pentru o întreagă industrie electrochimică vor fi necesare maşini de diferite tensiuni, care să producă curenţi de foarte mare intensitate.

Caracteristica esenţială a maşinilor de electroliză o constituie intensităţile mari. Construcţia maşinilor din această categorie va trebui să rezolve problemele dificile care se vor referi în special la comutaţie şi la încălzire. Proiectanţii şi constructorii de maşini vor trebui să găsească cele mai bune şi mai economice soluţii pentru a asigura buna funcţionare a acestor maşini.

Va trebui de asemenea să se ia în considerare modul de funcţionare a industriilor electrochimice. În unele cazuri este necesar să se asigure o funcţionare continuă a procesului electrochimic şi deci instalaţiile trebuie alimentate timp îndelungat fără întrerupere, zi şi noapte. Alte instalaţii nu sînt sensibile la între-

ruperi, încît continuitatea alimentării în energie electrică nu constituie o problemă fundamentală.

4. Producerea curentului continuu de foarte mare intensitate şi sub diverse tensiuni este posibilă prin diferite mijloace. Vom face o clasificare a acestor posibilităţi.

A. Maşini unipolare sau aciclice.

B. Grupuri rotative formate din:

a) turbină de aburi sau de apă şi dinamul respectiv;

b) motor asincron şi dinam;

c) motor sincron şi dinam;

d) comutatrice.

C. Mutatori:

a) cu vapori de mercur;

b) uscaţi;

c) sincroni cu contacte (mecanici).

Vom examina pe rînd posibilităţile de funcţionare ale diverselor variante enumerate mai înainte.

A. Maşini unipolare

Maşina unipolară este foarte simplă ca principiu de funcţionare şi din punct de vedere constructiv, neavînd şanţuri şi nici bobinaj indus. Acest tip de maşină poate produce curenţi foarte intenşi, pînă la 200 000 A, însă sub tensiuni reduse care variază pînă la 20 V.

Are următoarele avantaje:

— produce un curent continuu pur (lipsit de orice fel de ondulaţii);

— absenţa colectorului şi deci lipsa problemelor puse de comutaţie, periile frecînd pe suprafeţe netede (nu sînt lame);

— nu sînt pierderi în fier;

— produce mai mulţi amperi pe metru pătrat de suprafaţă în comparaţie cu maşinile de curent continuu cu colector;

— preţ de investiţie redus;

— cheltuieli de exploatare moderate;

— randament ridicat, care poate ajunge la 93 %;

— necesită puţin cupru şi mult fier;

— întreţinere redusă.

Prezintă dificultăţi din următoarele puncte de vedere:

— nu se pot obţine tensiuni ridicate;

— este necesar să aibă viteze cît mai mari, ceea ce implică calităţi foarte bune pentru materialul din care se construieşte rotorul (ca să reziste din punct de vedere mecanic la viteze periferice ridicate);

— în unele cazuri, uzura periilor pentru capturarea curentului este ridicată (dacă cărbunii nu sînt bine aleşi);

— la intensităţi foarte mari este necesar să se asigure răcirea sistemului de captare a curentului prin circulaţie de apă.

Maşinile unipolare recent construite sînt prevăzute cu sisteme de compensare a reacţiei indusului, care simplifică construcţia şi asigură o funcţionare mai bună faţă de maşinile anterioare, în care se reducea efectul reacţiei indusului prin mai multe întrefieruri dispuse radial în drumul fluxului transversal.

Problema dificilă la aceste mașini rămîne captarea curenților foarte mari, care necesită numeroase perii. Menționăm că un astfel de dinam care produce 18,7 V și 21 000 A are 160 perii, care sînt răcite cu apă. Se preconizează, pentru îmbunătățirea captării de curent, utilizarea unor perii lichide (mercur în jurul arborelui) sau vapori de mercur la periferie, dar pînă acum astfel de procedee nu sînt introduse în practică.

Mașina unipolară este recomandabilă pentru instalații electrochimice în care nu se depășesc tensiuni de 20 V și sînt necesari curenți de mai multe mii sau zeci de mii de amperi.

B. Grupuri rotative

a), b), c). Alternativele prevăzute la aceste puncte, cuprind un generator de curent continuu de mare intensitate.

Astfel de mașini se pot construi pînă la tensiuni de circa 400 V și curenți de ordinul a 10 000 A, deci puteri de 4 000 kW pe unitate. Se pot fabrica astfel de mașini duble, avînd două paliere-suport și o singură placă de fundație. Arborele se face din două bucăți, încît fiecare indus este uzinat separat. Sistemul inductor este constituit din două părți; la fel indusul, iar mașina are două colectoare, cîte unul de fiecare parte. O astfel de unitate dublă va produce o putere dublă față de valoarea indicată mai înainte, adică circa 8 000 kW.

În ultimul timp s-a ajuns la unități pînă la 20 000 A pentru aplicații electrochimice. Aceste mașini au două colectoare, cîte unul de fiecare parte a indusului, putîndu-se dilata liber.

La astfel de mașini, puterea este limitată din cauza comutației și deci a scînteilor care se produc la colector. În legătură cu calitatea comutației, trebuie să se dea atenție deosebită la fixarea diferiților parametri, dintre care enumerăm:

— Alegerea numărului de rînduri de perii pentru captarea curentului, ca să nu se depășească limitele admisibile, de circa 1 000—1 200 A pe un rînd de perii și deci fixarea numărului de poli în consecință.

— Tipul de înfășurare, care va fi paralel simplu ($a = p$) sau paralel multiplu ($a = 2p$), în care $2p$ este numărul de poli și $2a$ numărul de circuite derivate.

— Este recomandabil ca înfășurarea să aibă un circuit unic și nu circuite distincte. În acest scop, la mașinile cu $a = 2p$ și cu pas pe colector $y_K = 2$ este necesar ca numărul de lame K, p și $\frac{K}{p}$ să fie numere impare.

— Valoarea curentului pe derivație, adică $\frac{I}{2a}$ joacă un rol important în funcționarea mașinii, mai ales dacă aceasta va merge la jumătate tensiune. În acest caz trebuie să se dea multă atenție reacției indusului, în special dacă mașina are poli auxiliari, căci distorsiunea produsă poate să înrăutățească mult comutația. În asemenea situații se recomadă compensarea mașinii, care elimină dificultățile semnalate.

— O egală repartiție a curenților în circuitele derivate este absolut necesară, pentru a nu se produce disimetrii în încărcarea periilor la colector. Încărcările nesimetrice pe derivații, la colector, la perii sau pe axele periilor, pot avea ca urmare producerea cercului de foc la colector, accident foarte periculos, care poate duce la distrugerea colectorului.

— Este necesar să se prevadă legături echipotențiale, care să egalizeze eventualele disimetrii ale cîmpului magnetic (legături de ordinul I), sau disimetriile electrice ce s-ar ivi la colector (legături de ordinul II).

— Trebuie să se evite inegalități în execuția șanțurilor, la lamele de colector, la axele periilor, la întrefier, în executarea palierelor, defecte de contact la lipiturile înfășurărilor, a legăturilor echipotențiale, la legăturile cu colectorul sau cu polii auxiliari, care toate au efecte negative asupra comutației.

— Periile trebuie să fie perfect șlefuite, ca astfel să se asigure un bun contact cu colectorul.

— Colectorul să fie perfect centrat și să nu se deformeze prin încălzire. Dacă rezultă un colector prea lung, se va construi din lame divizate, cu ventilație prin partea centrală.

— Lamele de colector ating grosimi de 3—4 cm și chiar mai mult, ceea ce face să se producă pierderi prin curenți Foucault în lame. Este necesar să se împartă lama, legătura între lamele componente făcîndu-se în partea dinspre indus.

Diametrul colectorului nu trebuie să depășească $\frac{2}{3}$ din diametrul indusului pentru a se asigura o bună răcire a mașinii.

— Curentul captat pe o lamă de colector nu depășește în genere 200—250 A.

— Pentru ușurarea comutației, se face o înfășurare puțin scurtată, iar zona de comutație se face ceva mai largă decît la mașinile normale.

Dacă mașina va funcționa și la tensiunea $\frac{U}{2}$, din considerații de stabilitate, este recomandabil a se face excitație independentă și nu în derivație.

Aceste mașini, dacă sînt compensate la mersul în încărcare, au o foarte mică cădere de tensiune, ceea ce îngreuează mersul în paralel. Pentru remediere se prevede o înfășurare serie diferențială, care la încărcarea întreagă produce o cădere de tensiune de ordinul a 5 % din tensiunea nominală.

În afară de comutație, o problemă importantă este aceea a ventilației pentru astfel de mașini, în care se produce o mare cantitate de căldură. Sistemele moderne de răcire cu ventilatoare și eventual cu circuit forțat de aer pot să asigure întotdeauna o funcționare care să nu depășească limitele admisibile de încălzire.

O mașină dublă de curent continuu 400 V, 2 × 8 350 A, 428 rot/min are un randament, la tensiunea normală de 94,52 %; la 300 V — 93,81 % iar la 200 V — 91,92 %.

Din cele expuse pînă aici conchidem că se pot construi în condiții bune mașini de curent continuu de mare intensitate și tensiuni diferite între 60 și 400 V, care să fie utilizabile în industria electrochimică. Natural, este necesar să se ia o serie de precauții constructive pentru a se asigura o bună funcționare. Randamentul este destul de ridicat, variind între 90 și 94 %.

Utilizînd pentru grupul convertizor un motor sincron (soluția B. *c*), am avea avantajul de a putea regla factorul de putere al instalației, aducîndu-l la valoarea voită. Vom avea viteză riguros constantă, în schimb vor fi unele greutăți la pornire și imposibilitatea de supraîncărcare, inerente motorului sincron.

Soluția B. *b* cu motor asincron are avantajele și inconvenientele cunoscute. Pornirea este ușoară, posibilități de supraîncărcare, viteza nu mai este riguros constantă, factor de putere scăzut.

S-ar putea adopta soluția motorului asincron-sincronizat, care ar prezenta avantajele combinate ale celor două posibilități (B. *b* și B. *c*) însă ar duce la un grup mai scump, în ceea ce privește cheltuielile de investiție.

Soluția motor-generator, indiferent de felul motorului, are avantajul că grupul fiind compus din două mașini, partea continuă este independentă de variațiile tensiunii de alimentare, în limite destul de largi.

În cazul dinamului cu autoexcitație, tensiunea este reglabilă pînă la o scădere de 65 % din valoarea nominală.

Randamentul unui grup din aceste categorii variază în general între 85 și 90 %, valori destul de scăzute, ceea ce constituie un dezavantaj al acestui sistem de transformare.

Soluția grupului electrogen (B. *a*) este mai rară și poate să ducă la soluții economice, dacă condițiile locale sînt avantajoase. Această soluție, uneori se impune în mod natural. Astfel, dacă în regiunea unde este necesar a stabili industria electrochimică, avem o cădere de apă, este posibil ca utilizarea ei să fie mai avantajoasă decît transportul energiei electrice din altă regiune. Este o problemă tehnico-economică, care trebuie rezolvată de la caz la caz. Oricum, grupurile electrogene pentru alimentarea industriilor electrochimice trebuie să se găsească în imediata apropiere a instalațiilor respective. Distanțe care depășesc 100 m, duc la căderi de tensiune, care din cauza marilor intensități devin inadmisibile pentru exploatarea economică.

d) Grupul motor-generator a avut un concurent serios în comutatrice. Aceasta fiind o mașină unică, are un randament mai bun — cam cu 2 % în plus față de grupul motor-generator — este mai ieftină și în unele privinți prezintă avantajele motorului sincron, în special din punctul de vedere al posibilității de a avea un bun factor de putere. Are însă și dezavantajele semnalate mai înainte în cazul motorului sincron.

Comutatricea mai are dezanvantajul de a produce o tensiune continuă, care se găsește într-un raport fix față de tensiunea alternativă.

Reglajul tensiunii de partea continuă, în limite mai mari, necesită dispoziții speciale, care complică instalația (autotransformator cu mai multe prize sau regulator de inducție sau alte sisteme).

Dacă nu se cere un interval prea mare de reglaj pentru tensiune, comutatricea este mai avantajoasă ca preț față de grupul motor-generator și ocupă mai puțin spațiu decît acesta.

Comutatricea prezintă însă pericolul foarte grav al cercului de foc la colector în cazuri de supraîncărcări sau mai ales de variații bruște ale sarcinii. Totodată obținerea de intensități foarte mari în curent continuu la colectorul unei comutatrici este o problemă tehnică, care nu este ușor de rezolvat. Din aceste considerații de ordin tehnic, comutatricile care la un moment dat se răspîndiseră foarte mult, au fost în parte părăsite, începînd de prin 1925—1930, așa încît actualmente mai rar se recurge la comutatrici pentru a transforma curentul alternativ în curent continuu pentru nevoile industriei electrochimice.

C. Mutatori

a) Începînd de prin anii 1925—1930 se introduc mutatorii cu vapori de mercur și în industria electrochimică, înlocuind în mod treptat comutatricile, în cazul tensiunilor ridicate.

Mutatorii cu vapori de mercur se pot fabrica din sticlă. Ei prezintă următoarele avantaje.

— Au o cădere mică de tensiune în arc, mai mică decît la mutatorii metalici.

— Au randament ridicat; la tensiuni începînd de la 1 000 V, randamentul de 97 % poate fi depăşit.

— Ocupă un spaţiu foarte redus.

— Afară de ventilator, nu are nici o piesă în mişcare.

— Au durată mare de viaţă, totuşi limitată.

— Prezintă o mare siguranţă de funcţionare.

— Necesită o îngrijire foarte redusă.

Ca dezavantaje, semnalăm slabă rezistenţă în cazuri de scurtcircuit şi fragilitate.

Aceşti mutatori pot fi asociaţi în paralel, ajungînd să furnizeze pînă la 60 000 A. Ca să fie feriţi de accidente exterioare, ei se instalează în dulapuri metalice.

Mutatorii metalici sînt, însă, mai mult utilizaţi decît acei în sticlă, întrucît prezintă o mai mare siguranţă, ultimii fiind mai fragili şi mai uşor expuşi stricăciunilor.

Mutatorii metalici fără pompă, din care unii umpluţi cu gaze rare, răciţi în aer, se construiesc pînă la 3 000 V şi 1 000 A pe unitate. Grupaţi în instalaţii pot să furnizeze pînă la 100 000 A. Construcţiile actuale şi mijloacele de protecţie asigură o funcţionare foarte bună în paralel şi nu se produc greutăţi prin aprinderile în sens invers.

Mutatorii metalici nu sînt sensibili la variaţii bruşte de încărcare, nu produc zgomot şi au o independenţă totală faţă de frecvenţa curentului alternativ de alimentare.

Marii mutatori metalici pentru electroliză se fac cu circulaţie de apă, întrucît răcirea cu aer peste anumite limite de putere devine neeconomică. Aceşti mutatori se construiesc cu 6, 12, 18 şi chiar 24 anode, după nevoi. S-a ajuns la puteri de 8 000 kW pe unitate sub 800 V, deci cu 10 000 A, şi 9 000 kW sub 750 V şi 12 000 A.

La mutatorii construiţi pentru mari intensităţi de curent şi număr mare de anode, diametrul cercului pe care se găsesc anodele este mult mărit. Din această cauză, arcul trebuie să parcurgă un drum mai lung, ceea ce implică o cădere de tensiune mai mare, încît la mutatori nu se aplică legea generală de creştere de la maşinile electrice.

Construcţiile mono-anodice au avantajul unei căderi reduse de tensiune, cam 18—20 V, în schimb însă, au dezavantajul de a prezenta mai mică siguranţă pentru aprinderea inversă.

Între marile instalaţii de mutatori cu vapori de mercur citărn următoarele.

Un grup de 12 mutatori, debitînd fiecare 5 000 A, deci în total 60 000 A sub 750 V pentru producerea electrolitică a hidrogenului într-o fabrică de îngrăşăminte artificială.

În industria aluminiului se utilizează mutatori cu vapori de mercur pe o scară întinsă. Într-o astfel de fabrică se utilizează 12 grupuri duble de mutatori care pot da în total peste 100 000 A; sînt deci, în total 24 mutatori, fiecare avînd 18 anode. Tensiunea de alimentare este trifazată 10 kV la 50 Hz, iar tensiunea continuă poate fi reglată între 380 şi 850 V. Datorită intervalului mare de reglaj al tensiunii, instalaţia poate funcţiona cu un număr redus de cuve de electroliză. Se mai poate prevede un dispozitiv care să menţină în mod automat curentul constant, cînd tensiunea variază în anumite limite. Acest reglaj permite să se obţină în mod permanent cele mai bune condiţii de funcţionare, adică un

curent constant prin reglajul tensiunii produse de mutator, ceea ce asigură un randament optim în producția de aluminiu.

În ultimul timp se utilizează pentru redresare, ignitronul. Acesta se fabrică cu și fără pompe. S-a ajuns la unități de 3 000 kW sub 600 V și 8 100 kW sub 9 000 V.

În instalații pot fi asociați în paralel, ajungînd să furnizeze pînă la 100 000 A. Funcționează în bune condiții în paralel și nu produc greutăți cu aprinderi inverse. La tensiunile obișnuite în electroliză, randamentul este de 93 %.

b) Mutatorii uscați permit, în mod foarte simplu, trecerea de la forma alternativă a energiei electrice la forma continuă.

Acești mutatori, dacă sînt utilizați după specificările indicate, nu au nici o uzură, încît viața lor, în mod teoretic, este nelimitată.

Se constată totuși un fenomen de îmbătrînire, care după un timp de funcționare, variind între mai multe sute și mai multe mii de ore, nu mai progresează. Acest fenomen se manifestă printr-o creștere a căderii de tensiune totale, care practic nu se mărește cu mai mult de 5 %. Această dificultate se poate ușor elimina printr-o creștere corespunzătoare a tensiunii alternative de alimentare.

Randamentul mutatorilor uscați nu variază cu mai mult de 10 % între 10 și 130 % din încărcarea totală. Valoarea maximă a randamentului este de ordinul a 88—90 %.

Mutatorii uscați sînt foarte sensibili în ceea ce privește temperatura de funcționare, încît va fi necesar să se supravegheze încălzirea lor pentru a nu se depăși limitele admise.

Căderea de tensiune la mutatorii uscați este proporțională cu numărul de discuri în serie și deci reprezintă un procentaj constant față de tensiunea totală redresată. Este o deosebire esențială față de mutatorul cu vapori de mercur în care căderea de tensiune în arc este aproximativ constantă, putînd atinge 30 V, indiferent de valoarea tensiunii redresate. Prin urmare, la tensiuni mai ridicate, mutatorul cu vapori de mercur va fi mai avantajos decît mutatorii uscați.

Admitem o cădere de tensiune de 1,5 V pentru fiecare disc de mutator uscat. Urmează că la o cădere de tensiune de 30 V a mutatorului cu vapori de mercur, corespunde un număr de $\frac{30}{1,5} = 20$ discuri. Cu montaje speciale se poate ajunge la o tensiune redresată de ordinul a 200 V.

Admițînd că s-ar putea reduce căderea de tensiune pe disc la 1 V, am putea ajunge cam la 300 V.

Schema de montaj a mutatorilor uscați se va alege în funcție de tensiunea pe care trebuie să o producem, ca să rezulte o cădere de tensiune minimă.

Reglajul tensiunii se poate obține cu ajutorul unui autotransformator cu prize multiple sau printr-un regulator de inducție, ambele avînd posibilitatea de comandă la distanță.

La mutatorii care produc mai multe mii de amperi, se asociază numeroase discuri în paralel, care apoi se grupează în serie pentru a da tensiunea necesară. Trebuie ca discurile să fie controlate cu multă atenție, căci un disc stricat atrage urmări asupra întregii instalații. La legarea în serie este necesară omogenitatea elementelor pentru a se asigura repartizarea uniformă a tensiunii, iar la montarea în paralel trebuie să se asigure uniformizarea densității de curent.

Mutatorii uscați pot fi răciți în cuve cu ulei sau prin ventilație specială, sau încă printr-o circulație de apă.

În electroliza aluminiului s-a ajuns cu astfel de mutatori la curenți de 60 000 A și 150 000 A sub 6 V. La 20 V se poate merge la intensități de ordinul a 5 000 A iar la 120 V pînă la 2 500 A.

Mutatorii uscați prezintă avantajul de a avea o greutate redusă și de a ocupa un spațiu minim.

c) Mutatori sincroni cu contacte (mecanici). Există diferite construcții cunoscute în literatură sub această denumire și care transformă curentul alternativ în curent continuu, prin operații mecanice.

Din această categorie de mutatori ne interesează mutatorul sincron cu contacte, care poate produce intensități mari de curent sub tensiuni de ordinul sutelor de volți, adică caracteristici care se întîlnesc în industria electrochimică.

Acest nou tip de mutator, pus în funcțiune în jurul anului 1940, produce în bune condiții curent continuu sub tensiuni de 50—400 V, adică în intervalul în care mutatorul cu vapori de mercur are un randament mai scăzut.

În acest sistem se utilizează contacte metalice cu mișcări alternative acționate prin mecanisme purtate de un motor sincron, alimentat de tensiunea care se redresează. Astfel dispare căderea de tensiune în arc și randamentul acestui tip de mutator este mărit; avantajul este mai important la tensiuni reduse. O parte delicată a acestui sistem o constituie contactele. Într-adevăr, la o funcționare permanentă, la 50 Hz, fiecare contact trebuie să se deschidă și să se închidă de $1{,}57.10^9$ ori pe an. În aceste condiții, este necesar ca la deschiderea contactelor curentul să fie nul sau aproape nul. Contactele realizate actualmente sînt din cupru și argint, avînd o durată de viață de 8 000 de ore și chiar mai mult. Obținerea unei bune comutații constituie o problemă importantă a mutatorului mecanic, căci prelungește viața contactelor. Chestiunea comutației se rezolvă prin utilizarea unor bobine de inductanță speciale cu miez de fier saturat și prin montarea unui circuit în paralel, care în fapt preia ruperea curentului, ușurîndu-se astfel contactele mutatorului.

Dezvoltarea acestui mutator a fost întîrziată pînă la găsirea unui material convenabil pentru miezul bobinei de comutație, care să aibă o caracteristică potrivită pentru B/H, ca să evite arcul la contact.

Mutatorii cu contact pot funcționa în paralel cu dinamuri de curent continuu sau cu alte tipuri de convertizori.

În privința repartiției de încărcare, mutatorul cu contacte se comportă la fel cu mutatorii cu vapori de mercur sau cu comutatricea. Cînd se produc căderi de tensiune foarte puternice și rapide în circuitul primar, este posibilă funcționarea în sens invers. Se previn aceste incidente prin aparate speciale de protecție, care împiedică o uzură neadmisibilă a contactelor.

Mutatorii cu contacte se construiesc în grupe simple, compuse dintr-un transformator care alimentează o singură unitate, avînd bobinele de comutație respective și aparatele auxiliare necesare; astfel de grupe unitare sînt realizate pentru intensități de 8 000 A și tensiuni de 150—400 V în montaj Graetz și circa 16 000 A cu tensiuni de 50—150 V în montaj cu bobină de absorbție. În industria de aluminiu s-au furnizat grupe pînă la 3 500 kW, iar pentru instalații de electroliză de soluții apoase unități de 10 000 A sub 150—230 V, cu randament global de 95 %. În 1951, limitele superioare la mutatorii mecanici atingeau pe unitate curenți pînă la 10 000 A, iar în ce privește tensiunile se puteau utiliza între 50 și 800 V. Actualmente grupurile duble de astfel de mutatori ajung la 6 000 kW, curenții fiind de 1 600 — 20 000 A.

În categoria mutatorilor mecanici trebuie să semnalăm și mutatorii cu role, a căror descriere a fost recent publicată.

Sistemul cuprinde o rolă centrală prevăzută cu doi segmenți metalici, fiecare ocupînd un unghi de 120 + ε, unde ε este unghiul de acoperire, determinat în legătură cu realizarea unei bune comutații și care trebuie să fie reglabil. Rola centrală se învîrte cu 3 000 rot/min, mișcată de un motor sincron. Dispozitivul mai are 3 role metalice decalate cu 120° și care sînt în contact cu sistemul trifazat de alimentare. Redresarea se obține datorită faptului că rola centrală se învîrte sincron cu sistemul de alimentare.

Realizarea unei bune comutații și întîrzierea apariției tensiunii inverse se obțin cu ajutorul unor circuite auxiliare cuprinzînd capacități și inductanțe. De-asemenea mai sînt necesare bobine de comutație, ale căror miezuri magnetice necesită un material special de mare permeabilitate, de tip permalloy. Aceste miezuri sînt premagnetizate în funcție de încărcarea mutatorului.

Factorul de putere al acestui sistem de redresare este în funcție de metoda de variație a tensiunii redresate.

Nu s-au publicat informații asupra performanțelor acestui mutator cu role.

5. Vom cerceta pierderile și randamentul global pentru următoarele trei categorii de convertizori, care sînt mai mult utilizați:

— mutatori cu contacte

— grup motor-generator

— mutatori cu vapori de mercur.

În toate cazurile, presupunem un curent nominal de 10 000 A.

În figura 1 sînt schemele de principiu (unifilare) pentru cele trei sisteme de convertizoare menționate mai sus.

În figura 1 *a*, este schema unui grup motor-generator, în figura 1 *b*, schema unui mutator cu vapori de mercur, iar în figura 1 *c*, schema unui mutator cu contacte.

Reprezentăm în figura 2 pierderile totale în funcție de tensiunea nominală adoptată.

Constatăm următoarele:

— Grupul motor-generator și grupul mutator cu vapori de mercur, la același curent global, au pierderi totale egale la 350 V tensiune nominală.

— La tensiuni sub 350 V, grupul motor-generator este mai avantajos.

— La tensiuni peste 350 V, grupul mutator cu vapori de mercur prezintă pierderi totale mai reduse.

— Mutatorul cu contacte are pierderi mult mai mici în toată gama de tensiuni considerată. Aceste pierderi sînt în general de ordinul a 30—40 % în comparație cu pierderile celorlalte sisteme de convertizori.

— La tensiuni mai mici, grupul mutator cu vapori de mercur are pierderi mult mai mari decît grupul motor-generator. Astfel, la 150 V pierderile în grupul mutator sînt cam cu 70 % mai mari decît la grupul motor-generator.

În figura 3 sînt înfățișate randamentele globale pentru aceleași grupuri pe care le-am cercetat mai înainte, adăugînd și comutatricea.

Din examinarea acestei figuri deducem următoarele:

— La 350 V tensiune nominală, grupul mutator și grupul motor-generator au același randament, 90,5 %.

— La aceeași tensiune, mutatorul cu contacte are un randament de 96,3 %, deci cu 6,5 % în plus, iar comutatricea de 91,5 %.

— La tensiuni mai mici, diferența este și mai accentuată, astfel la 150 V mutatorul cu contacte are un randament de 95 %, comutatricea 90 %, grupul motor-generator 86 % iar mutatorul cu vapori de mercur 83,5 %.

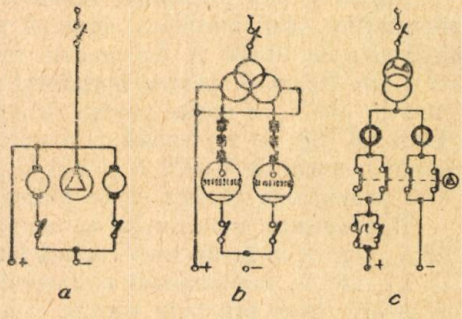


Fig. 1. — Schema de principiu (unifilară) pentru:
a, grup motor-generator,
b, mutator cu vapori de mercur,
c, mutator cu contacte.

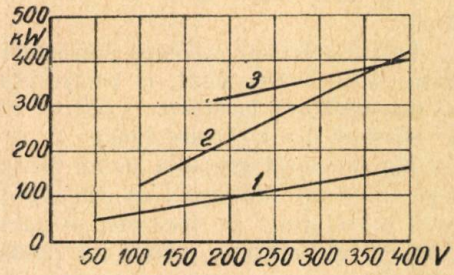


Fig. 2. — Pierderi totale în:
— mutator cu contacte (curba 1),
— grup motor-generator (curba 2),
— mutator cu vapori de mercur (curba 3),
— în funcție de tensiunea nominală și pentru un curent nominal de 10 000 A.

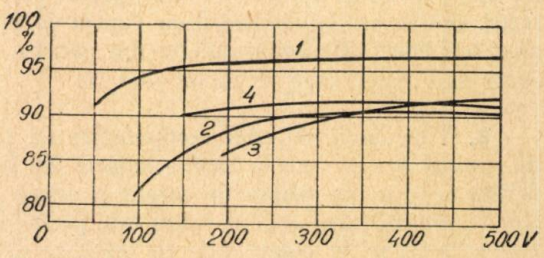


Fig. 3. — Randament global pentru:
— mutator cu contacte (curba 1),
— grup motor-generator (curba 2),
— mutator cu vapori de mercur (curba 3),
— comutatrice (curba 4),
— în funcție de tensiunea nominală și pentru un curent nominal de 10 000 A.

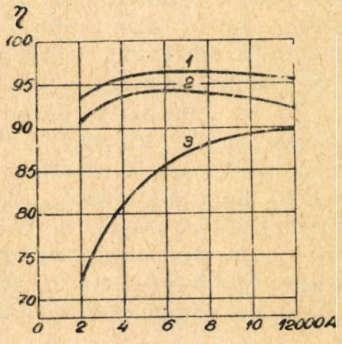


Fig. 4. — Randamentul global al unei instalații de electroliză, curentul nominal fiind de 10 000 A, cînd tensiunea continuă variază:
— mutator cu contacte la tensiunea de 250 V (curba 1),
— același mutator la tensiunea de 140 V (curba 2),
— grup motor-generator la tensiunea de 250 V (curba 3).

În figura 4 sînt prezentate randamentele grupurilor de mai înainte, afară de comutatrice, cînd tensiunea continuă variază între 140 și 250 V, iar curentul nominal este de 10 000 A. La această tensiune, avem curba 1, care corespunde curbei 1 din figura 3, pentru mutatorul cu contacte. Dacă se reduce tensiunea continuă la 140 V, se obține pentru variația randamentului curba 2 (fig. 4).

Curba 3 (fig. 4) reprezintă randamentul unui grup motor-generator pentru un curent nominal de 10 000 A și 250 V, cînd variază curentul debitat.

Din examinarea acestor curbe putem face mai multe observații:

— Randamentul mutatorului cu contacte este aproape o dreaptă la tensiunea de 250 V, pentru încărcări care variază între un sfert și valoarea nominală.

— La 140 V, randamentul mutatorului cu contacte, pentru aceleași variații ale încărcării, trece printr-un maxim cam pentru jumătate din încărcarea nominală. Variațiile maxime ale randamentului sînt de ordinul a 3 %.

— La 250 V și încărcarea maximă, randamentul mutatorului cu contacte este de 7—8 % mai mare decît al grupului motor-generator, producînd aceeași tensiune.

— La încărcări sub valoarea curentului nominal, randamentul grupului motor-generator scade foarte mult, în comparație cu randamentul mutatorului cu contacte. La jumătate încărcare, scăderea randamentului este de ordinul a 12 %, iar la un sfert din încărcare ajunge la 19 %.

— Randamentul grupului motor-generator la 250 V este inferior randamentului pe care-l are mutatorul cu contacte la 140 V. Diferențele se accentuează în favoarea mutatorului cu contacte, pe măsură ce scade încărcarea.

Din curbele arătate, rezultă că randamentul global al mutatorului cu contacte rămîne aproape constant pentru curentul nominal, cînd tensiunea variază între 150 și 400 V. Aceasta se explică prin faptul că la acest mutator pierderea nu este constantă așa cum se întîmplă cu pierderea la perii la grupul motor-generator, sau în arc la mutatorii cu vapori de mercur. Pierderea constantă în arc la mutatori constituie avantajul lor din punctul de vedere al randamentului, la tensiuni mai mari, care depășesc 400 V.

6. Vom da unele date comparative cu privire la cheltuielile de investiție și de exploatare, care au la bază schemele din figura 1. În toate trei cazurile, considerăm aceeași intensitate de curent și anume 10 000 A. Tensiunea aleasă este de 350 V, căci în jurul acestei valori este probabil că mutatorii cu contacte ar deveni mai avantajoși, în comparație cu celelalte sisteme. Prin urmare, puterea oricărui grup de redresare este de 3 500 kW. Randamentele globale ale celor trei instalații sînt: 90,5 % pentru motor-generator și mutator cu vapori de mercur, 92 % pentru comutatrice și 96,3 % pentru convertizorul cu contacte (fig. 3). Factorul de putere este considerat 1,0 în cazul motorului-generator, 0,95 la mutatorul cu vapori de mercur și 0,86 la mutatorul cu contacte. Durata anuală de utilizare se socotește la 8 000 de ore. Amortizarea o presupunem că se face în același timp și anume în 10 ani. Nu s-a ținut seama de prețul clădirilor și al montajului.

În aceste condiții, din datele găsite în literatură, se poate trasa diagrama din figura 5, referitoare la cheltuieli de investiție (partea *a*), luînd ca bază cheltuielile pentru motorul-generator, socotite la 100 %. Prețurile de investiție sînt: pentru un mutator cu vapori de mercur 114 %, iar pentru un mutator cu contacte 117,5 %, în comparație cu grupul motor-generator.

În aceeași figură 5 (partea *b*), se reprezintă cheltuielile anuale de exploatare, luînd ca bază tot grupul motor-generator, care este socotit cu 100 %. Cheltuielile

anuale cu mutatorul cu vapori de mercur sînt de 103,5 %, iar cu mutatorul cu contacte 80 % din cheltuielile pentru grupul motor-generator.

Din aceste diagrame constatăm că prețul actual de investiție pentru un mutator cu contacte este cu 17,5 % mai mare decît pentru un grup motor-generator și cu 3 % mai mare decît un grup mutator cu vapori de mercur. Acest din urmă grup, la rîndul său, este mai scump cu 14 % față de grupul motor-generator. Deci, din punctul de vedere al investițiilor, grupul motor-generator rămîne cel mai economic.

Considerînd cheltuielile anuale de exploatare, inclusiv amortizarea, constatăm că cele mai mici cheltuieli le reclamă mutatorul cu contacte, care reprezintă 80 % din cheltuielile necesitate de grupul motor-generator pe care l-am luat ca bază cu cheltuieli anuale de 100 %. Față cu acesta din urmă, cheltuielile necesitate

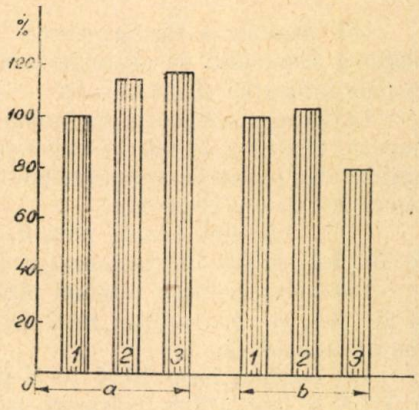


Fig. 5. — (*a*) — cheltuieli de investiție,
(*b*) — cheltuieli de exploatare anuale pentru sisteme de convertizori de 3 500 kW și 350 V.
1 — motor-generator,
2 — mutator cu vapori de mercur,
3 — mutator cu contacte.

de grupul mutator cu vapori de mercur sînt mai mari cu 3,5 %. Comparînd cheltuielile de exploatare pentru mutatorul cu vapori de mercur și mutatorul cu contacte, se vede că primele sînt cu 28,5 % mai mari decît ultimele. Prin urmare, cheltuielile anuale de exploatare sînt cam cu 30 % mai mari pentru grupul mutator cu vapori de mercur și cu 25 % mai mari pentru grupul motor-generator, în raport cu cheltuielile necesitate de mutatorul cu contacte.

Acest avantaj al mutatorului cu contacte provine, în special, din faptul că randamentul său este mult mai bun, cu diferență de circa 6 puncte, în raport cu randamentele celorlalte două grupuri convertizoare.

Se mai adaugă avantajul că mutatorul cu contacte are o greutate mult mai mică și deci se simplifică foarte mult problema fundațiilor și a dispozitivelor de ridicat. Spațiul ocupat este de asemenea mai redus în comparație cu celelalte grupuri, încît cheltuielile pentru clădiri sînt micșorate. Datorită acestui fapt, mutatorul cu contacte poate fi instalat în imediata apropiere a locului de utilizare. Aceasta permite o economie de material și o reducere a pierderilor în cupru pe linie, dacă ținem seama de intensitățile mari care circulă.

Trebuie să observăm că factorul de putere cel mai avantajos îl are grupul motor-generator, urmat de mutatorul cu vapori de mercur și de mutatorul cu contacte. Acesta din urmă, cu un factor de putere de ordinul 0,86, reprezintă un consumator important de putere reactivă. Dacă energia reactivă ar fi tarifată și deci introdusă în cheltuielile anuale de exploatare, desigur că vom avea modificări destul de sensibile în diagrama din figura 5 (partea *b*).

Un alt element asupra căruia trebuie să ne oprim este factorul deformant. Grupul motor-generator nu introduce un asemenea factor. Mutatorul cu vapori de mercur este un aparat deformant şi prezenţa sa pe o reţea introduce importante deformări ale curentului. Experienţele în curs în cadrul Institutului de energetică al Academiei R.P.R., sub conducerea : cad. C. B u d e a n u, au arătat că la curenţi mult mai mici faţă de cei utilizaţi în aplicaţiile electrochimice, se produc deformări foarte accentuate ale curenţilor din reţele. Este sigur că şi mutatorul cu contacte este un aparat deformant, dar fiind o maşină de dată foarte recentă, încă nu a fost studiat din acest punct de vedere. Acest aspect al funcţionării celor trei convertizori nu trebuie neglijat, cînd sînt examinaţi comparativ.

CONCLUZII

Din expunerea făcută, putem trage concluziile ce urmează în legătură cu alegerea sistemului de alimentare în curent continuu de mare intensitate pentru nevoile industriei electrochimice.

La fixarea sistemului va trebui să ţinem seama de condiţiile tehnice şi economice, pentru a se face o alegere care să corespundă condiţiilor de funcţionare optimă din punct de vedere tehnic şi în acelaşi timp să nu fie dezavantajos din punct de vedere economic.

a) La tensiuni scăzute pînă la 6 V şi intensităţi de curent foarte mari, pînă la 100 kA, se pot utiliza mutatori uscaţi.

Dacă sînt necesare tensiuni pînă la 20 V şi intensităţi de curent pînă la 100 şi 200 kA, cel mai indicat mod de producere a curentului continuu îl constituie maşina unipolară.

La tensiuni între 10 şi 20 V şi intensităţi de curent mai reduse, de ordinul a 5 kA se pot utiliza mutatori uscaţi.

b) În intervalul 50—120 V şi curenţi de aproximativ 2 500 A, se pot utiliza mutatori uscaţi.

c) În intervalul 50—350 V (în orice caz sub 400 V) şi intensităţi mari, 10—20 kA, se pot utiliza comutatrici şi grupuri motoare-generatoare.

În aceeaşi gamă de tensiuni se introduc acum mutatorii sincroni cu contacte, care, după cum s-a arătat, devin mai avantajoşi.

d) Peste 400 V şi pînă la aproximativ 800 V şi curenţi pînă la 10 kA, este un domeniu în care mutatorii cu vapori de mercur prezintă multe avantaje. În acest interval de tensiuni se pot utiliza însă şi mutatorii sincroni cu contacte.

e) La tensiuni mai ridicate, de ordinul a 2 000—3 000 V şi curenţi pînă la 1 000 A, cel mai convenabil este să ne fixăm la mutatori cu vapori de mercur monoanodici, de construcţie metalică şi cu răcire cu apă.

În figura 6 este reprezentată o diagramă logaritmică, în care se arată domeniile de tensiune şi curent în care se pot utiliza diversele sisteme de obţinere a curentului continuu, care au mai fost înainte examinate.

Considerăm o instalaţie care să necesite 5 000 A sub 120 V. Vom lua în abscisă 5 000 A şi în ordonată 120 V (la scară logaritmică) şi vom determina un punct, care constatăm că se găseşte în interiorul suprafeţelor delimitate de mutatorul mecanic, comutatrice şi motor-generator. Prin urmare, oricare din aceste trei sisteme pot, în principiu, să ne furnizeze curentul continuu necesar. Ca să ne putem fixa la una sau alta din aceste posibilităţi, vom cerceta cheltuielile de investiţie şi de exploatare pentru a ne decide asupra alegerii. Prin urmare, diagrama din figura 6 ne indică soluţiile, care din punct de vedere tehnic ne dau satisfacţie, iar

considerentele economice ne vor duce la definitivarea sistemului ce urmează a fi adoptat.

Dar numai condițiile economice nu sînt suficiente; va trebui să mai luăm în considerație proprietățile sistemului de transformare în funcționare, comportarea

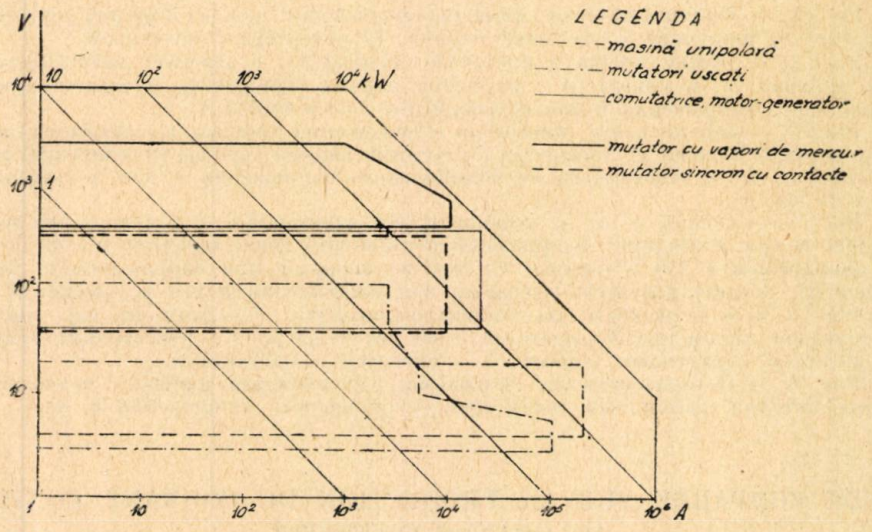


Fig. 6. — Diagramă logaritmică din care se poate deduce sistemul cel mai convenabil pentru alimentarea cu curent continuu cînd se fixează tensiunea și curentul.

mașinilor la anumite variații de încărcare și la neregularități ale rețelei de alimentare. Pe baza tuturor acestor elemente ne vom fixa la un sistem sau altul pentru producerea curentului continuu.

СРАВНИТЕЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ В СВЯЗИ С ВЫРАБОТКОЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА БОЛЬШОЙ СИЛЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей статье критически излагаются возможности производства постоянного тока большой силы.

Рассматриваются однополюсные или ациклические машины, двигатель-генераторные агрегаты, одноякорные преобразователи, различного вида инвертеры (ртутные, сухие, механические).

Для сравнения указываются преимущества и недостатки каждой системы и наиболее подходящая область их применения с точки зрения получения необходимого тока и напряжения.

При сравнении различных систем с экономической точки зрения, автор анализирует и сопоставляет расходы по капиталовложениям и эксплоатации, а также соответствующие коэффициенты полезного действия.

В заключение приводится логарифмическая диаграмма, с помощью которой можно определить самую подходящую систему для производства постоянного тока при данном токе и напряжении.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема (однопроводная) для: *а)* агрегата двигатель-генератор, *б)* инвертера с ртутными парами, *в)* инвертера с контактом.

Рис. 2. — Общие утечки в инвертере (кривая 1), в агрегате двигатель-генератор (кривая 2), в инвертере с ртутными парами (кривая 3), в зависимости от номинального напряжения и при номинальном токе в 10 000 А.

Рис. 3. — Общий к.п.д. инвертера с контактами (кривая 1), агрегата двигатель-генератор (кривая 2), инвертера с ртутными парами (кривая 3) и коммутационный (кривая 4), в зависимости от номинального напряжения и при номинальном токе в 10 000 А.

Рис. 4. — Общий к. п. д. установки для электролиза с номинальным током в 10 000 А при изменениях напряжений постоянного тока: инвертер с контактами при напряжении в 250 в (кривая 1); тот же инвертер при напряжении в 140 в (кривая 2); агрегат двигатель-генератор при напряжении в 250 в (кривая 3).

Рис. 5. — *а* — расходы по капиталовложению; *б* — расходы по годовой эксплоатации систем преобразователей 3 500 квт и 350 в. 1 — двигатель-генератор; 2 — инвертер с ртутными парами; 3 — инвертер с контактами.

Рис. 6. — Логарифмическая диаграмма, указывающая наиболее подходящую систему питания постоянным током при установленных напряжении и токе.

ÉTUDE COMPARÉE SUR LA PRODUCTION DU COURANT CONTINU DE GRANDE INTENSITÉ

(RÉSUMÉ)

L'Auteur expose sous un angle critique les différentes possibilités d'obtenir un courant continu de grande intensité.

Il passe en revue les machines unipolaires ou acycliques, les groupes rotatifs moteur - générateur, commutatrices, les différents genres de mutateurs (à vapeurs de mercure, secs, mécaniques).

L'Auteur expose et compare les avantages et les inconvénients de chaque système en particulier et le domaine d'application le plus convenable, au point de vue du courant et de la tension nécessaire.

La comparaison entre les différents systèmes est faite au point de vue économique, par analyse comparative des frais d'investition et d'exploitation, ainsi que du rendement des systèmes en question.

Le travail s'achève par un diagramme logarithmique à l'aide duquel il est possible de déduire le système de production de courant continu le plus convenable, lorsque le courant et la tension sont donnés.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe (monofilaire) pour: *a*) groupe moteur-générateur; *b*) mutateur à vapeur de mercure; *c*) mutateur à contacts.

Fig. 2. — Pertes totales dans: mutateur à contacts (courbe 1); groupe moteur-générateur (courbe 2); mutateur à vapeur de mercure (courbe 3), en fonction de la tension nominale et pour un courant nominal de 10 000 A.

Fig. 3. — Rendement global pour: mutateur à contacts (courbe 1); groupe moteur-générateur (courbe 2); mutateur à vapeur de mercure (courbe 3) et commutatrice (courbe 4), en fonction de la tension nominale et pour un courant nominal de 10 000 A.

Fig. 4. — Rendement global d'une installation d'électrolyse, le courant nominal étant de 10 000 A et la tension continue variable: mutateur à contacts sous une tension de 250 V (courbe 1); même mutateur sous une tension de 140 V (courbe 2); groupe moteur-générateur sous une tension de 250 V (courbe 3).

Fig. 5. — *a*) Frais investis; *b*) frais d'exploitation annuelle pour des convertisseurs de 3 500 kW et 350 V. 1 — moteur-générateur; 2 — mutateur à vapeur de mercure; 3 — mutateur à contacts.

Fig. 6. — Diagramme logarithmique permettant de déduire le système le plus avantageux pour l'alimentation en courant continu, pour une tension et un courant donnés.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTRO TEHNICĂ

COMPORTAREA MOTORULUI DE CURENT CONTINUU CU EXCITAŢIE INDEPENDENTĂ LA ALIMENTARE CU O TENSIUNE MĂRITĂ *)

DE

CESAR PARTENI ANTONI şi NICULAE ŞTEFĂNESCU

În unele aplicaţii industriale, în special în domeniul acţionărilor electrice este necesar în anumite împrejurări să se obţină viteze mai mari faţă de acele normale.

Presupunem că acţionarea se face prin intermediul unui motor de curent continuu cu excitaţie independentă. Ca să obţinem o viteză mai mare, în asemenea cazuri se măreşte tensiunea aplicată întrucît, în general, excitaţia este menţinută constantă.

În prezenta publicaţie ne propunem să urmărim cum va funcţiona motorul cînd tensiunea de alimentare se măreşte, fără a face vreo ipoteză asupra puterii pe care o dezvoltă motorul în noua situaţie.

1. Viteza

Vom examina cum se comportă diversele elemente ale motorului în regim permanent dacă tensiunea de alimentare la borne variază.

La un motor avem relaţiile cunoscute

$$E = U - RI \tag{1}$$

şi

$$E = \frac{Nn\ \Phi}{60.10^8}\frac{p}{a} \tag{2}$$

în care

E este f.c.e.m., în volţi;
U tensiunea aplicată la borne, în volţi;
R rezistenţa indusului, în ohmi;
I curentul care circulă în indus, în amperi;
N numărul de conductori activi la periferia indusului;
Φ fluxul rezultant în întrefier, în Maxwelli;
n numărul de învîrtituri pe minut;
$2a$ numărul de căi de curent;
$2p$ numărul de poli.

*) Comunicare făcută în Sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic Bucureşti din 28 şi 29 noiembrie 1954.

Presupunem că aplicăm la bornele motorului o tensiune $U_1 > U$ şi notăm

$$\frac{U_1}{U} = K_1 > 1 . \tag{3}$$

Relaţiile (1) şi (2) devin respectiv

$$E_1 = U_1 - RI_1 \tag{4}$$

şi

$$E_1 = \frac{Nn_1 \Phi_1}{60.10^8} \cdot \frac{p}{a} , \tag{5}$$

întrucît N, a şi p sînt elemente constructive, deci constante; am admis de asemenea că rezistenţa R nu variază.

În noua situaţie am considerat un flux rezultant Φ_1 diferit de Φ, deşi maşina este cu excitaţie constantă. Este necesar să procedăm astfel, întrucît curentul I în indus variază şi prin urmare reacţia indusului va fi alta. Prin urmare şi fluxul rezultant Φ_1 are să difere de fluxul Φ, cînd tensiunea la bornele motorului s-a schimbat.

Din relaţiile (1), (2), (4) şi (5) deducem

$$\frac{E_1}{E} = \frac{U_1 - RI_1}{U - RI} = \frac{n_1 \Phi_1}{n\Phi} . \tag{6}$$

Raportul vitezelor, calculat din (6), va fi

$$\frac{n_1}{n} = \frac{U_1 - RI_1}{U - RI} \cdot \frac{\Phi}{\Phi_1} = \frac{\frac{U_1}{U} - \frac{RI_1}{U}}{1 - \frac{RI}{U}} \cdot \frac{\Phi}{\Phi_1} . \tag{7}$$

Notăm cu α căderea relativă de tensiune în indus la funcţionarea cu tensiune nominală U, adică

$$\alpha = \frac{RI}{U} < 1 , \tag{8}$$

care are o valoare subunitară.

Însemnăm raportul curenţilor în cele două funcţionări cu K_2

$$\frac{I_1}{I} = K_2 . \tag{9}$$

Din relaţiile (8) şi (9) deducem

$$\frac{RI_1}{U} = \alpha K_2 . \tag{10}$$

Notînd raportul fluxurilor cu K_3,

$$\frac{\Phi_1}{\Phi} = K_3 \tag{11}$$

şi ţinînd seama de expresiile (3), (8) şi (10), relaţia (7) se poate scrie

$$\frac{n_1}{n} = \frac{K_1 - \alpha K_2}{K_3 (1 - \alpha)} . \tag{12}$$

Dacă mașina nu este compensată, $K_3 < 1$, întrucît la aplicarea unei tensiuni mai mari la bornele motorului, curentul I crește. Prin aceasta fluxul de reacție transversală se mărește și cum fluxul inductor rămîne mereu constant, urmează că fluxul rezultant Φ_1 se va micșora și deci $K_3 < 1$.

În cazul unei mașini bine compensate, putem considera $K_3 = 1$.

Avînd o mașină cu circuitele magnetice saturate inițial, înseamnă că prin creșterea tensiunii și a curentului, deși numărul de amperspire de reacție crește, totuși fluxul corespunzător va diferi puțin, încît în asemenea mașini K_3 va fi apropiat de unitate.

În relația (12), numitorul este subunitar; într-adevăr, $(1 - \alpha)$ este apropiat de unitate, dar totuși inferior, căci α are o valoare, deși mică, cu toate acestea pozitivă.

Coeficientul K_3 poate fi cel mult egal cu unitatea, deci în total $K_3(1 - \alpha) < 1$.

La numărător, $K_1 > 1$ prin ipoteză, căci am admis că se aplică la bornele motorului o tensiune superioară celei normale; $\alpha < 1$, iar despre K_2 încă nu știm sigur cum variază.

Dacă $K_2 \leqslant 1$, adică dacă la tensiune mărită, curentul ar rămîne același sau ar scădea, atunci numărătorul crește, $K_1 - \alpha K_2 > 1$ și fracția se mărește, adică $\frac{n_1}{n} > 1$ și deci viteza va fi sporită.

Dacă $K_2 > 1$, adică curentul crește o dată cu tensiunea așa cum se întîmplă în practică, valoarea fracției $\frac{n_1}{n}$ depinde de valorile relative ale lui K_1, K_2, K_3 și α. În general, însă, dacă considerăm valorile între care pot varia acești coeficienți, constatăm că $\frac{n_1}{n}$ va fi mai mare decît unitatea, deci în orice caz viteza va crește.

Presupunem că raportul curenților K_2 poate avea diferite valori față de raportul tensiunilor K_1.

Dacă $K_2 = K_1$ relația (12) devine

$$\frac{n_1}{n} = \frac{K_1(1 - \alpha)}{K_3(1 - \alpha)} = \frac{K_1}{K_3}. \qquad (12')$$

Întrucît $K_3 < 1$, urmează că $\frac{n_1}{n} > K_1$. Cum însă K_3 are valori care nu se depărtează prea mult de unitate, urmează că în această ipoteză raportul vitezelor este de același ordin de mărime cu raportul tensiunilor, putînd avea o valoare egală sau chiar ceva mai mare.

Admitem acum situația $K_2 < K_1$.

Relația (12) se poate scrie

$$\frac{n_1}{n} = \frac{K_1}{K_3} \cdot \frac{1 - \alpha\frac{K_2}{K_1}}{1 - \alpha} = \frac{K_1}{K_3}\beta, \qquad (12'')$$

β fiind definit prin relația

$$\beta = \frac{1 - \alpha\frac{K_2}{K_1}}{1 - \alpha}.$$

Examinînd valoarea lui β în ipoteza $K_2 < K_1$, urmează că $\beta > 1$ şi deci $\frac{n_1}{n} \geqslant K_1$, întrucît $\frac{\beta}{K_3} \geqslant 1$, variind de la caz la caz în funcţie de maşina considerată.

Întrucît $\frac{n'}{n} > 0$, trebuie să avem $K_1 - \alpha K_2 > 0$ pentru că totdeauna $1 - \alpha > 0$.

Pentru K_2 rezultă condiţia

$$K_2 < \frac{K_1}{\alpha}.$$

Cum α este aproape de unitate, rezultă că valoarea lui K_2 nu poate depăşi cu mult pe aceea a lui K_1.

Deci dacă $K_2 > K_1$, caz care în general nu se întîlneşte în practică, $\beta < 1$, şi este mai greu de prevăzut valoarea raportului $\frac{n_1}{n}$ faţă de K_1, totul depinzînd de valorile relative ale lui K_1, K_3 şi β.

Fluxul Φ este rezultanta fluxului inductor Φ_i, care în cazul de faţă este constant şi a fluxului de reacţie a indusului Φ_t, variind deci cu încărcarea, adică cu curentul I.

Se poate determina raportul $K_4 = \frac{\Phi}{\Phi_i}$ care permite să se stabilească legătura între Φ şi Φ_t, adică curentul I.

Putem trasa o curbă $K_4 = f(I)$, căci Φ corespunde la f.e.m. rezultantă pentru o încărcare oarecare I, iar Φ_t corespunde funcţionării în gol, cînd nu există decît pierderile.

2. Forţa electromotoare

Reluăm relaţia (6), pe care o scriem ţinînd seama de valorile (11), (12) şi (12″)

$$\frac{E_1}{E} = \frac{K_1 - \alpha K_2}{1 - \alpha} = K_1 \beta. \tag{13}$$

Avînd în vedere discuţiile de mai înainte cu privire la fracţia din membrul al doilea a relaţiei (13), urmează că raportul forţelor electromotoare (sau contra-electromotoare) este supraunitar şi va varia ceva mai repede decît raportul tensiunilor aplicate K_1. Diferenţele de valori vor depinde de importanţa relativă a coeficienţilor K_1, K_2 şi α.

3. Frecvenţa

Frecvenţa f a maşinii este

$$f = \frac{np}{60}, \tag{14}$$

Se vede imediat că aceasta variază proporţional cu numărul de învîrtituri n şi deci se aplică discuţia făcută la punctul 1.

4. Viteza periferică

Viteza periferică este

$$v = \frac{\pi D n}{60} \text{ în cm/s}, \tag{15}$$

însemnînd cu D diametrul indusului în cm.

Viteza periferică va varia în aceleași condiții ca și viteza de rotație n (punctul 1).

Este necesar să facem unele observări. Viteza periferică este limitată de calitatea materialului întrebuințat în construcție. La indusul unei mașini de curent continuu, valorile maxime admisibile pentru viteza periferică a indusului nu trebuie să depășească circa 90 m/s, pentru grupurile mișcate de turbine. La mașinile zise normale, nu se depășește în general 35 m/s; peste această valoare trebuie să se ia măsuri speciale în ceea ce privește forța centrifugă.

Prin urmare, în cazul pe care-l studiem, plecînd de la relația (15), în funcție de diametrul mașinii și de viteza periferică maximă admisibilă, vom determina valoarea maximă pentru numărul de învîrtituri n_m. Acest element fiind cunoscut, cu ajutorul relației (12), putem calcula valoarea maximă pentru K_1, adică pentru tensiunea ce urmează a se aplica, din considerații de rezistență de ordin mecanic. Vom avea

$$K_{1m} = \frac{n_m}{n} K_3 (1 - \alpha) + \alpha K_2 \tag{16}$$

și deci

$$U_m = K_{1m} U. \tag{17}$$

5. Încărcarea electrică

Încărcarea electrică a mașinii, adică numărul de amperi-conductori va fi

$$A\pi D = \frac{NI}{2a}, \tag{18}$$

unde A este numărul de ampericonductori pe cm de periferie a indusului.

Încărcarea electrică variază direct proporțional cu curentul I, încît va avea aceeași variație ca și K_2. Trebuie să se cerceteze dacă creșterea încărcării electrice nu duce la o încălzire exagerată a indusului.

6. Reacția indusului

Reacția indusului se calculează cu ajutorul relației

$$I_a = \frac{NI}{4ap}, \tag{19}$$

prin urmare va avea aceeași variație ca și K_2.

Trebuie să se analizeze dacă o creștere prea mare a reacției indusului nu duce la o distorsiune prea puternică a cîmpului inductor și deci la greutăți de funcționare cînd tensiunea de alimentare la borne crește. Aceste dificultăți vor proveni din mărirea tensiunii maxime între lamele vecine de colector, ceea ce ar putea atrage formarea unui cerc de foc.

7. Densitatea de curent

Densitatea de curent în indus este

$$\gamma = \frac{I}{2as} \text{ A/mm}^2,$$

unde s este secțiunea conductorului în mm^2.

Variația densității de curent urmează pe aceea a curentului. Va trebui să se studieze dacă creșterea lui γ nu duce la încălziri prea mari ale mașinii, adică dacă nu se depășesc limitele admise de temperatură, compatibile cu buna funcționare a izolației respective.

Densitatea de curent în inductor rămîne constantă, excitația fiind independentă și presupunînd că alimentarea se face la tensiune constantă.

8. Pierderi în indus

1) *Pierderi în fier*

a) *Coroana indusului.* Pierderile prin histerezis și prin curenți Foucault sînt de forma

$$P_{a\,fer} = P_{Ha} + P_{Fa} = K_5 f V_a B_a^{1,6} + K_6 f^2 V_a B_a^2, \text{ în W} \tag{20}$$

unde

K_5 și K_6 sînt constante care variază cu calitatea materialului;

V_a este volumul coroanei indusului, în dm^3;

$$B_a = \frac{\Phi}{2S_a} \tag{21}$$

este inducția în coroana indusului, a cărui secțiune este S_a.

Separăm pierderile din relația (20) și ținem seamă de relațiile (14) și (21); avem

$$\left.\begin{aligned} P_{Ha} &= K_7 n \Phi^{1,6} \quad \text{cu} \quad K_7 = K_5 \frac{p V_a}{60 (2S_a)^{1,6}} \\ P_{Fa} &= K_8 n^2 \Phi^2 \quad \text{cu} \quad K_8 = K_6 V_a \left(\frac{p}{120 S_a}\right)^2 \end{aligned}\right\}. \tag{22}$$

Variind tensiunea de alimentare la borne, după relațiile (11) și (12) vom avea un alt flux Φ, și o altă viteză n_1, încît noile pierderi în fierul din coroana indusului vor fi

$$\left.\begin{aligned} P'_{Ha} &= K_7 n_1 \Phi_1^{1,6} \\ P'_{Fa} &= K_8 n_1^2 \Phi_1^2 \end{aligned}\right\}. \tag{23}$$

Raportul între noile și vechile pierderi, date respectiv de relațiile (22) și (23) va fi, ținînd seama de relațiile (11) și (12″)

$$\frac{P'_{Ha}}{P_{Ha}} = \frac{n_1}{n}\left(\frac{\Phi_1}{\Phi}\right)^{1,6} = K_3^{0,6} \frac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha} = K_1 K_3^{0,6} \beta, \tag{24}$$

$$\frac{P'_{Fa}}{P_{Fa}} = \left(\frac{n_1 \Phi_1}{n\Phi}\right)^2 = \left(\frac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha}\right)^3 = K_1^2 \beta^2. \tag{25}$$

Am văzut din discuțiile de la punctul 1, că factorul $K_3 < 1$ însă foarte apropiat de unitate; prin urmare $K_3^{0,6}$ va fi subunitar, însă nu prea depărtat de unitate.

Numitorul în relația (24) este mai mic decît unitatea, diferența fiind în genera destul de mică. Numărătorul fracției este supraunitar. Avînd în vedere valorile diferiților parametri, putem conchide că $\frac{P'_H}{P_H} > 1$ și deci pierderile prin histerezis vor crește aproximativ în raportul K_1, cînd tensiunea de alimentare la bornele motorului este mărită.

Trecem acum la examinarea pierderilor prin curenți Foucault, exprimate prin relația (25). Aceste pierderi cresc cu patratul fracției, care intră și în valoarea pierderilor prin histerezis, dar la puterea unitate. Prin urmare, pierderile prin curenți Foucault în fierul indusului cresc aproape cu patratul tensiunii de alimentare, în orice caz mai repede decît pierderile prin histerezis.

Pierderile totale în fier sînt deci în creștere dacă motorul de care ne ocupăm, cu excitație separată, este alimentat la o tensiune superioară celei normale.

b) *Pierderi în dinți.* Pierderile în dinții indusului se calculează după relațiile (22), cu observarea că vom introduce volumul dinților și inducțiile respective, încît vom avea

$$\left.\begin{aligned} P_{Hd} &= K_9 n \Phi^{1,6} \quad \text{cu} \quad K_9 = K_5 \frac{p V_d}{60\, S_d^{1,6}} \\ P_{Fd} &= K_{10}\, n^2 \Phi^2 \quad \text{cu} \quad K_{10} = K_6 V_d \left(\frac{p}{60 S_d}\right)^2 \end{aligned}\right\}. \tag{26}$$

Conducînd calculele în același mod, vom ajunge la concluzii analoge pentru pierderile de dinți, cu acele deduse pentru pierderile în fierul indusului.

2) *Pierderi în înfășurări*

Pierderile Lenz-Joule în înfășurări se calculează cu ajutorul relațiilor cunoscute

$$P_j = R \frac{I^2}{4a^2} = K_{11} I^2 \quad \text{cu} \quad K_{11} = \frac{R}{4a^2}\,. \tag{27}$$

Aplicînd o altă tensiune U_1 vom avea un alt curent I_1, iar raportul pierderilor va fi

$$\frac{P'_j}{P_j} = \left(\frac{I_1}{I}\right)^2 = K_2^2\,.$$

Întrucît K_2 crește o dată cu tensiunea, urmează că pierderile în cupru vor crește cu patratul acestui raport.

Trebuie să mai ținem seamă de pierderile suplimentare în cupru, care depind și de viteză, încît pierderile totale în cupru vor fi de forma

$$P_{js} = K_{11} I^2 n^x\,. \tag{28}$$

Am văzut la punctul 1, că viteza motorului crește cînd se aplică o tensiune sporită la bornele motorului. Prin urmare și pierderile suplimentare vor fi mai mari, încît raportul pierderilor totale în cupru la tensiune sporită față de pierderile la tensiunea normală, va fi

$$\frac{P'_{js}}{P_j} = \frac{I_1^2\, n_1^x}{I^2 n^x} = K_2^2 \left(\frac{n_1}{n}\right)^x. \tag{29}$$

9. Încălzirea indusului

Încălzirea indusului în grade centrigrade se poate evalua după relaţia

$$\theta^\circ = K_{12}\frac{P_t}{S} \tag{30}$$

în care K_{12} este o constantă care depinde de modul de ventilare a maşinii, iar

$$P_t = P_{fer} + \frac{L}{L + l_s} P_{js} \tag{31}$$

sînt pierderile totale în indus, unde

L este lungimea fierului la indus, în cm,
l_s este lungimea unui capăt de bobină, în cm.

În forma în care este scrisă relaţia (31) se admite că răcirea capetelor de bobină se face în mod natural şi deci nu contribuie la încălzirea indusului

$$S = S_1 \ (1 + 0{,}1\ v) + S_2 \tag{32}$$

S_1 este suprafaţa periferică a indusului, în cm^2;
S_2 este suprafaţa canalelor de ventilaţie şi a extremităţii indusului, în cm^2;
S este suprafaţa totală de răcire, în cm^2;
v este viteza periferică a indusului, în m/s.

Valoarea binomului $1 + 0{,}1\ v$ nu poate depăşi în aceste calcule 4,5 chiar dacă viteza periferică a indusului este mai mare de 35 m/s.

Ţinînd seama de valoarea vitezei periferice (15), relaţia (32) devine

$$S = S_1 (1 + K_{13} n) + S_2 \text{ în care } K_{13} = \frac{0{,}1\pi D}{60.10^2} \cdot \tag{33}$$

Introducem în relaţia (30) valorile din expresiile (31), (20), (22), (26), (28) şi (33); obţinem

$$\theta^\circ = \frac{P_H + P_F + K_{14} P_{js}}{S_1 (1 + K_{13} n) + S_2} \text{ în care } K_{14} = \frac{K_{11} L}{L + l_s}$$

sau

$$\theta^\circ = K_{12} \frac{(K_7 + K_9)\, n\, \Phi^{1,6} + (K_8 + K_{10})\, n^2 \Phi^2 + K_{14} n^x I^2}{S' + K_{13} n}, \tag{34}$$

$$S' = S_1 + S_2.$$

Cînd tensiunea la borne devine $U_1 > U$, am văzut că viteza creşte, $n_1 > n$, fluxul descreşte într-o mică măsură $\Phi_1 < \Phi$, iar curentul se măreşte $I_1 > I$.

Deşi ventilaţia devine în anumite limite mai activă, totuşi pierderile se măresc în proporţie mai mare după cum se poate vedea din relaţia (34), aşa încît încălzirea maşinii va fi mai mare. Creşterea încălzirii va fi mai înceată decît mărirea tensiunii aplicate. Dacă motorul are iniţial o viteză periferică mare, încît binomul din relaţia (32) nu mai poate fi mărit, înseamnă că noua creştere de viteză nu mai ajută la îmbunătăţirea ventilaţiei şi deci încălzirea va creşte într-o mai mare măsură, cînd mărim tensiunea aplicată.

Relaţia încălzirii cînd variem tensiunea poate fi scrisă şi sub forma următoare, notînd cu θ_1° valoarea corespunzătoare a încălzirii în noua situaţie; vom

ține seamă de relațiile (30), (34), (24), (25), (29), (31) și (33):

$$\theta_1^\circ = \frac{P'_H + P'_F + K_{14}P'_{Js}}{S' + K_{13}n'}$$

sau

$$\theta^\circ = \frac{P_H K_3^{0,6} \dfrac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha} + P_F \left(\dfrac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha}\right)^2 + P_{js} K_2^2 \left(\dfrac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha}\right)^x \dfrac{K_{14}}{K_3^x}}{S' + K_{13} n \dfrac{K_1 - \alpha K_2}{K_3(1-\alpha)}}, \quad (35)$$

în care

$$P_H = P_{Ha} + P_{Hd} \quad \text{și} \quad P_F = P_{Fa} + P_{Fd}$$

cu observarea că P'_{Hd} și P'_{Fd} au forme analoge cu acele stabilite în relațiile (23).

Notînd

$$\frac{K_1 - \alpha K_2}{1-\alpha} = \quad (36)$$

relația (35) devine

$$\theta_1^\circ = \frac{P_H \gamma K_3^{0,6} + P_F \gamma^2 + P_{js} \dfrac{K_2^2 K_{14}}{K_3^x} \gamma^x}{S' + \dfrac{K_{13}}{K_3} n\gamma}. \quad (37)$$

Din discuțiile de la punctul 1, rezultă că $\gamma > 1$, comparînd relația (37) care dă încălzirea θ_1° la tensiunea U_1, cu relația primă din (34), care dă încălzirea θ° la tensiunea U, constatăm că pierderile sînt în creștere, cînd tensiunea se mărește, rezultat la care s-a ajuns și prin examinarea directă a celei de a doua relații (34). Concluziile cu privire la condițiile de răcire, cînd mărim tensiunea de alimentare, sînt acelea discutate mai înainte.

10. Tensiunea între lame

Tensiunea mijlocie între două lame ale unui colector care are K lame, este dată de relația

$$e_m = \frac{2pE}{K},$$

unde

$$K = \frac{N}{2Z},$$

Z fiind numărul de spire între două lame de colector.

Prin urmare, ținînd seamă de relația (2), avem

$$e_m = K_{15} n \Phi \quad \text{în care} \quad K_{15} = \frac{2p^2}{15 \cdot 10^8 a}.$$

Cînd tensiunea de alimentare variază, vom avea o altă tensiune medie între lame

$$e'_m = K_{15} n_1 \Phi_1$$

şi raportul faţă de vechea valoare va fi, ţinînd seamă de relaţiile (11), (12) şi (36)

$$\frac{e'_m}{e_m} = \frac{n_1}{n} \cdot \frac{\Phi_1}{\Phi} = \frac{K_1 - \alpha K_2}{1 - \alpha} = \gamma \,. \tag{38}$$

Primul raport $\frac{n_1}{n}$ este supraunitar, căci viteza am văzut că se măreşte (punctul 1), în timp ce al doilea raport este ceva mai mic decît unitatea la maşinile necompensate. Prin urmare, raportul din relaţia (38) va fi supraunitar, ceeace înseamnă că tensiunea între lame va fi mai mare.

Trebuie să mai ţinem seama de un alt fapt care nu poate fi cuprins în aceste relaţii. Fluxul inductor rămîne constant, în timp ce fluxul de reacţie al indusului se măreşte ceea ce duce la scăderea fluxului rezultant. Dar, în afară de aceasta, prin creşterea fluxului de reacţie se măreşte distorsiunea cîmpului inductor, ceea ce are ca urmare o sporire sensibilă a tensiunii maxime între lamele vecine de colector. Acest fapt nu trebuie neglijat şi este necesar a se examina cu atenţie, dacă prin sporirea tensiunii aplicate motorului nu-i pericol a se depăşi valorile maxime admise pentru tensiunea între lame vecine de colector, ca nu cumva să se producă cerc de foc la colector. Această situaţie este periculoasă mai ales la maşinile necompensate. Dacă există compensare, cît timp nu intervine saturaţia circuitelor magnetice, distorsiunea este într-o mare măsură redusă şi deci pericolul de cerc de foc este mult micşorat.

11. Comutaţia

Ca să ne dăm seama de calitatea comutaţiei, examinăm tensiunea caracteristică [1] *)

$$e_\gamma = 0{,}04\,(10\,\xi\,L + \gamma_e\,\lambda_s)\,ZAf\tau^2 \cdot 10^{-8} \text{ V}, \tag{39}$$

în care

$$\xi = \frac{0{,}05}{1 - \beta_1} \,, \quad \beta_1 = \frac{b}{\tau} \quad \text{şi} \quad \tau = \frac{\pi D}{2p} \tag{40}$$

b este arcul polar, în cm;
τ pasul polar, în cm;
L lungimea axială a armăturii, în cm;

$$\gamma_e = 0{,}46 \log \frac{l_s}{d_s} - 0{,}1$$

d_s este diametrul cercului circumscris unei secţiuni, în cm;

$$\lambda_s = \frac{l_s}{\tau} \text{ şi } l_s = 2L' + \frac{b}{\sin \varphi}$$

L' este porţiunea rectilinie a conductorului în afara fierului armăturii, în cm;
φ este unghiul pe care-l face capătul de bobină cu prelungirea conductorului din şanţ.

*) vol. I, p. 266.

Ținînd seamă de relațiile (14) și (18) care definesc respectiv pe f și pe A, și înlocuind pe τ prin valoarea sa (40), găsim

$$e_\gamma = K_{16} n I \quad \text{cu} \quad K_{16} = 0{,}04 \ (10\,\xi\, L + \gamma_e \lambda_s) \frac{ZN\pi D}{480ap}. \tag{41}$$

Aplicînd o tensiune mai mare motorului, relația (41) devine

$$e'_\gamma = K_{16} n_1 I_1$$

și deci

$$\frac{e'_\gamma}{e_\gamma} = \frac{n_1}{n} \cdot \frac{I_1}{I}. \tag{42}$$

Ambele rapoarte din membrul al doilea sînt supraunitare, încît raportul $\frac{e'_\gamma}{e_\gamma}$ este și el supraunitar și deci comutația va fi mai grea dacă se aplică o tensiune mai mare motorului. Observăm că dificultățile de comutație se măresc mai repede decît crește tensiunea aplicată, întrucît fiecare din rapoartele membrului al doilea devine mai mare cînd tensiunea aplicată este mărită, iar raportul $\frac{n_1}{n}$ în condițiile arătate la început poate deveni mai mare decît K_1.

Prin urmare, comutația poate limita, ca și încălzirea, valoarea lui K_1, adică a raportului care arată creșterea tensiunii.

Dacă mașina este prevăzută cu poli auxiliari nesaturați și cu un număr suficient de amperspire, aceștia vor putea combate efectul asupra comutației produs prin creșterea de curent K_2 și astfel comutația va fi mai puțin grea, căci dificultățile rămîn proporționale numai cu $\frac{n_1}{n}$. Dacă polii auxiliari se saturează, posibilitatea de creștere a tensiunii aplicate este mult redusă, căci se vor produce scîntei puternice la colector, care împiedică funcționarea motorului.

12. Viteza periferică a colectorului

Viteza periferică a colectorului este dată de relația

$$v_c = \frac{\pi D_c n}{60.10^2} \text{ în m/s} \tag{43}$$

în care D_c este diametrul colectorului în cm.

Prin aplicarea unei tensiuni mai mari la bornele motorului, am văzut că viteza se schimbă, devenind $n_1 > n$ (punctul 1). Urmează că noua viteză periferică v'_c va fi mai mare decît acea inițială.

În cazul că avem o creștere importantă a vitezei periferice este necesar să se verifice colectorul din punctul de vedere al rezistenței materialelor.

13. Pierderi la colector

1) *Pierderi prin frecare*

Aceste pierderi se calculează după relația

$$P_{fr} = 9{,}81 \mu p_p \ S_p \ v_c \text{ în watti}, \tag{44}$$

în care

p_p este presiunea la perii, în kg/cm²;
S_p suprafaţa totală a periilor, în cm² şi
μ coeficientul de frecare.

Înlocuim pe v_c prin valoarea sa din (43) şi relaţia (44) devine

$$P_{fr} = K_{17} n \quad \text{cu} \quad K_{17} = 0{,}51\ \mu p_p S_p D_c . \tag{45}$$

Variind tensiunea de alimentare vom avea o altă viteză şi noile pierderi vor fi

$$P'_{fr} = P_{fr} \frac{n_1}{n}, \tag{46}$$

deci vor varia la fel cu raportul vitezelor şi după concluziile deduse în urma stabilirii relaţiei (12).

2) *Pierderile Lenz-Joule la colector*

Aceste pierderi sînt

$$P_c = eI \quad \text{watti}$$

în care e este căderea de tensiune pe o linie de perii.

Admiţînd că e rămîne constant, cînd variază viteza colectorului, noile pierderi vor fi

$$P'_c = P_c \frac{I_1}{I} = K_2 P_c \tag{47}$$

deci vor varia la fel cu raportul curenţilor adică cu K_2, cînd se schimbă tensiunea de alimentare.

3) *Pierderile totale la colector*

Vom însuma pierderile prin frecare (44) sau (45) şi prin trecerea curentului (46) sau (47). Vom avea

$$P_{tc} = K_{17} n + eI, \tag{48}$$

iar la schimbarea tensiunii de alimentare aceste pierderi devin

$$P'_{tc} = P_{fr} \frac{n_1}{n} + K_2 P_c . \tag{49}$$

14. Încălzirea colectorului

Se poate evalua încălzirea colectorului, în grade centigrade, cu ajutorul relaţiei

$$\theta^\circ_c = K_{18} \frac{P_{tc}}{S_c} \tag{50}$$

în care

K_{18} este o constantă care depinde de modul de răcire a colectorului
S_c suprafaţa totală de răcire a colectorului, în cm²

$$S_c = S_{1c}(1 + 0{,}1\, v_c) + S_{2c} \tag{51}$$

S_{1c} este suprafaţa periferică a colectorului, în cm^2;
S_{2c} suprafaţa de extremitate a colectorului, în cm^2;
şi eventual suprafaţa interioară de răcire, dacă există.

Introducem în relaţia (50) valorile lui P_{tc} din (48) S_c din (51) şi v_c din (43); făcînd calculele avem

$$\theta_c^\circ = K_{18}\frac{K_{17}n + eI}{S'_c + K_{19}\,n} \quad \text{în care} \quad S'_c = S_{1c} + S_{2c} \quad \text{şi} \quad K_{19} = \frac{0{,}1\,\pi D_c}{60.10^2}. \tag{52}$$

Cînd variază tensiunea de alimentare, vom avea o altă viteză n_1 definită de relaţia (12) şi alt curent I_1, dat de (9); ţinînd seama de notaţia din (36) obţinem din relaţia (52)

$$\theta^\circ_{1c} = K_{18}\frac{K_{17}n\dfrac{\gamma}{K_3} + K_2 eI}{S'_c + K_{19}\dfrac{n\gamma}{K_3}}. \tag{53}$$

Comparînd ultima relaţie (53) cu precedenta (52) constatăm că numărătorul se măreşte, căci γ şi K_2 au valori supraunitare, în timp ce K_3 este subunitar, dar nu prea depărtat de unitate. Numitorul se măreşte de asemenea căci intervine $\dfrac{\gamma}{K_3}$, dar mai încet decît numărătorul, iar pe de altă parte,de la o anumită viteză periferică a colectorului, numitorul rămîne constant, socotindu-se că răcirea nu devine mai activă. Urmează că de la o anumită valoare a lui K_1 care corespunde vitezei maxime admisibile pentru ameliorarea răcirii colectorului, încălzirea acestuia va creşte foarte repede.

Prin urmare $\theta^\circ_{1c} > \theta^\circ_c$, deci încălzirea colectorului va fi mai mare. Aceasta va produce dificultăţi şi de comutaţie, încît va limita posibilitatea de a da lui K_1 valori prea mari.

15. Amperspire pe polii auxiliari

Amperspirele pe polii auxiliari se pot calcula printr-o relaţie simplă, în funcţie de amperspirele de reacţie a indusului, date de relaţia (19)

$$As_{pa} = K_{20}\,I_a = K_{20}\frac{NI}{4ap}. \tag{54}$$

Coeficientul K_{20} se determină în mod practic şi depinde de calitatea periei [1] *).

Aplicînd o tensiune mai mare, vom avea un curent I_1 şi un alt număr de amperspire pe polii auxiliari

$$A's_{pa} = K_{20}\frac{NI_1}{4ap}. \tag{55}$$

Făcînd raportul între relaţiile (54) şi (55) avem

$$\frac{A's_{pa}}{As_{pa}} = \frac{I_1}{I} = K_2. \tag{56}$$

*) vol. I, p. 266.

Constatăm că numărul de amperspire pe polii auxiliari creşte proporţional cu curenţii. Pentru a avea şi o creştere corespunzătoare a fluxului produs de aceşti poli, este necesar ca circuitul magnetic respectiv să nu fie saturat.

Observăm că tensiunea caracteristică în noua situaţie, adică, cînd mărim tensiunea de alimentare, are valoarea dată în relaţia (42) şi creşte cu produsul $\frac{n_1}{n} K_2$, prin urmare mai repede decît numărul de amperspire a polilor auxiliari, întrucît $\frac{n_1}{n} > 1$. Prin urmare, chiar cu circuite magnetice nesaturate, vom avea dificultăţi de comutaţie, care vor limita posibilitatea de a mări prea mult valoarea raportului K_1.

16. Amperspire de compensare

Acestea se calculează după formula

$$As_c = K_{21} \frac{NI}{4ap} , \tag{57}$$

în care K_{21} este o constantă.

Aplicînd o altă tensiune la bornele motorului vom avea un alt curent I_1 încît noua valoare a amperspirelor de compensare va fi

$$A's_c = K_{21} \frac{NI_1}{4\ ap} . \tag{58}$$

Din relaţiile (57) şi (58) deducem

$$\frac{A's_c}{A\,s_c} = \frac{I_1}{I} = K_2 . \tag{59}$$

Se ştie că rolul înfăşurării de compensare este de a combate reacţia indusului şi de a micşora în cît mai largă măsură distorsiunea cîmpului inductor.

Prin variaţia tensiunii de alimentare, raportul între vechea şi noua valoare a reacţiei indusului, se poate deduce plecînd de la relaţia (19)

$$\frac{I'_a}{I_a} = \frac{I_1}{I} = K_2. \tag{60}$$

Din relaţiile (59) şi (60) rezultă că variaţia reacţiei indusului şi a acţiunii înfăşurării de compensare este aceeaşi. În consecinţă, putem conchide că la creşterea tensiunii aplicate, influenţa reacţiei indusului va rămîne aproximativ aceeaşi ca şi la tensiune scăzută şi la fel distorsiunea. Aceste rezultate sînt foarte importante şi ne îndreptăţesc să afirmăm că maşinile compensate vor suporta o creştere de tensiune mai mare, fără a periclita maşina prin cerc de foc la colector, ceea ce reprezintă un pericol real pentru maşinile necompensate, la condiţii egale de funcţionare.

17. Cuplu

Exprimînd puterea maşinii sub formă electrică şi mecanică, obţinem

$$M\omega = EI, \tag{61}$$

unde M este valoarea cuplului electromagnetic și

$$\omega = \frac{2\pi n}{60} .$$

Cînd variază tensiunea de alimentare, relația (61) devine

$$M_1\omega_1 = E_1 I_1 \text{ cu } \omega_1 = \frac{2\pi n_1}{60} . \tag{62}$$

Din relațiile (61) și (62) deducem

$$\frac{M_1}{M} = \frac{E_1}{E} \cdot \frac{I_1}{I} \cdot \frac{\omega}{\omega_1} = \frac{E_1}{E} \cdot \frac{I_1}{I} \cdot \frac{n}{n_1} . \tag{63}$$

În această ultimă relație (63), ținînd seamă de valorile care rezultă din expresiile calculate mai înainte (9), (12) și (13), obținem

$$\frac{M_1}{M} = K_2 K_3 . \tag{64}$$

Cînd K_1 crește, știm din discuțiile purtate mai înainte că, coeficientul K_2 crește de asemenea, fiind supraunitar, iar K_3 scade, devenind subunitar, dar nu prea depărtat de unitate.

În aceste condiții, rezultă din relația (64) că cuplul electromagnetic, cînd mărim tensiunea de alimentare, va fi puțin mai mare, căci avem $K_2K_3 > 1$, fără să existe vreun raport de proporționalitate cu K_1.

Cuplul electromagnetic poate fi pus și sub forma următoare, în regim permanent:

$$M = M_u + M_p ,$$

în care

M_u reprezintă cuplul util, presupus constant, iar

M_p cuplul corespunzător pierderilor mecanice și în fier.

Creșterea cuplului M este redusă, după discuția de mai înainte, încît suplimentul care rezultă, va acoperi sporul de pierderi, acestea mărindu-se odată cu tensiunea (punctele 8,1 și 18) și deci se explică de ce cuplul util rămîne aproximativ constant, cînd crește tensiunea de alimentare la borne.

18. Pierderi mecanice

1) *Pierderi prin frecare*

Pierderile prin frecare în paliere cu inele sînt de forma

$$P_{pi} = K_{22} v_f^{1,5} , \tag{65}$$

iar în paliere cu rulmenți

$$P_{pr} = K_{23} v_f , \tag{66}$$

K_{22} și K_{23} sînt constante;

$$v_f = \frac{\pi D_f n}{60} \tag{67}$$

și reprezintă viteza periferică la fusuri, în m/s;

D_f este diametrul fusului în m.

Ţinînd seama de valoarea vitezei periferice a fusului (67), pierderile din relaţiile (65) şi (66) devin

$$\left.\begin{aligned} P_{pi} &= K_{24}\, n^{1,5} \text{ cu } K_{24} = K_{22}\left(\frac{\pi D_f}{60}\right)^{1,5} \\ P_{pr} &= K_{25}\, n \quad \text{cu } K_{25} = K_{23}\,\frac{\pi D_f}{60} \end{aligned}\right\}. \tag{68}$$

În general putem scrie aceste pierderi prin frecare în paliere sub forma

$$P_p = K_{24/25}\, n^{x_1}\,, \tag{69}$$

în care $x_1 = 1{,}5$ pentru paliere cu inel şi $x_1 = 1$ pentru paliere cu rulmenţi.

Cînd tensiunea de alimentare a motorului variază, vom avea o altă viteză n_1 şi deci pierderile vor fi

$$P'_p = K_{24/25}\, n_1^{x_1}\,. \tag{70}$$

Din relaţiile (69), (70) şi (12) deducem

$$\frac{P_p'}{P_p} = \left(\frac{n_1}{n}\right)^{x_1} = \left[\frac{K_1 - \alpha K_2}{K_3(1-\alpha)}\right]^{x_1}. \tag{71}$$

Relaţia (71) arată că noile pierderi vor fi mai mari întrucît s-a explicat mai înainte că fracţia dintre parantezele mari din membrul al doilea este supraunitară.

2) *Pierderi prin ventilaţie*

Aceste pierderi sînt dificil de evaluat în mod exact. Se admite că variază cu cubul vitezei, deci se pot pune sub forma

$$P_v = K_{26}\, n^3. \tag{72}$$

Menţionăm că aceste pierderi variază ca formulă de calcul destul de mult în funcţie de viteza periferică a maşinii.

Dacă se schimbă tensiunea de alimentare a motorului, noile pierderi vor fi

$$P'_v = K_{26}\, n_1^3\,. \tag{73}$$

Din relaţiile (72) şi (73) deducem

$$\frac{P_v'}{P_v} = \left(\frac{n_1}{n}\right)^3 = \left[\frac{K_1 - \alpha K_2}{K_3(1-\alpha)}\right]^3, \tag{74}$$

ceea ce arată că raportul pierderilor este supraunitar, după cele expuse la punctul 1.

Pierderile mecanice totale vor rezulta din însumarea pierderilor în paliere şi prin ventilaţie. Considerînd aceste pierderi la tensiunea normală (69) şi (72) şi separat la tensiunea sporită (70) şi (73), vom avea

$$P_m = K_{24/25}\, n^{x_1} + K_{26}\, n^3\,, \tag{75}$$

$$P'_m = K_{24/25}\, n_1^{x_1} + K_{26}\, n_1^3\,. \tag{76}$$

19. Înfăşurarea inductoare

Presupunem că alimentăm înfăşurarea inductoare la o tensiune constantă. Nevariind rezistenţa acestui circuit, cînd schimbăm tensiunea de alimentare la perii, urmează că vom avea în inductor un curent constant i.

Prin urmare pierderile în sistemul inductor vor fi constante

$$P_{\text{ind.}} = ui = K_{27} \tag{77}$$

în care sînt cuprinse şi pierderile în reostatul de excitaţie care eventual s-ar găsi pe acest circuit.

20. Randament

Randamentul motorului se calculează cu ajutorul relaţiei

$$\eta = \frac{UI - p_t}{UI}, \tag{78}$$

unde p_t înseamnă pierderile totale din motor.

Aceste pierderi totale se obţin din însumarea tuturor pierderilor examinate în cursul acestei lucrări. La punctele 8, 13, 18 şi 19, la care trebuie să mai adăugăm pierderile în înfăşurările polilor auxiliari

$$P_{pa} = K_{28} I^2$$

şi pierderile în înfăşurările de compensare

$$P_{cp} = K_{29} I^2, \tag{79}$$

în care K_{28} şi K_{29} sînt elemente constante.

Pierderile totale, rezultînd din însumarea tuturor pierderilor parţiale, pot fi puse sub forma

$$p_t = (K_7 + K_9)\, n\Phi^{1,6} + (K_8 + K_{10})\, n^2\Phi^2 + K_{17}\, n + K_{24/25}\, n^{x_1} + K_{26}\, n^3 + \\ + (K_{28} + K_{29})\, I^2 + e\, I + K_{11} I^2 n^x + K_{27}. \tag{80}$$

Cînd creşte tensiunea de alimentare a motorului, n, Φ şi I variază. După expunerea făcută, rezultă că n variază în acelaşi ordin de mărime ca şi K_1. Φ variază destul de puţin, avînd valori ceva mai mici, iar I creşte, însă mult mai încet decît K_1.

Din aceste considerente am putea deduce că pierderile totale ar fi mai mari cînd creşte tensiunea, fără însă să fie o proporţionalitate între creşterile respective.

Vom examina mai amănunţit cum variază randamentul.

Variind tensiunea de alimentare în raportul K_1, noua valoare a randamentului va fi

$$\eta_1 = \frac{U_1 I_1 - p_t'}{U_1 I_1} \tag{81}$$

în care p_t' reprezintă noua valoare a pierderilor.

Considerăm variaţia relativă a randamentului, adică

$$\frac{\eta_1 - \eta}{\eta}$$

şi introducem valorile din relaţiile (3), (9), (78) şi (81); vom avea

$$\frac{\eta_1 - \eta}{\eta} = \frac{\dfrac{U_1 I_1 - p_t'}{U_1 I_1} - \dfrac{UI - p_t}{UI}}{\dfrac{UI - p_t}{UI}} = \frac{1 - \dfrac{p_t'}{p_t} \cdot \dfrac{1}{K_1 K_2}}{\dfrac{UI}{p_t} - 1}. \tag{82}$$

Numitorul fracției (82) este totdeauna pozitiv, căci puterea UI este de mai multe ori pierderile totale.

Numărătorul aceleiași fracții, teoretic, ar putea fi pozitiv în care caz $\eta_1 > \eta$, nul și atunci $\eta_1 = \eta$ sau negativ și deci $\eta_1 < \eta$.

Putem scrie

$$1 - \frac{p_t'}{p_t} \cdot \frac{1}{K_1 K_2} \lesseqgtr 0$$

sau

$$\left.\begin{aligned} p_t' - p_t K_1 K_2 &< 0 \quad \text{și} \quad \eta_1 > \eta \\ p_t' - p_t K_1 K_2 &= 0 \quad \text{și} \quad \eta_1 = \eta \\ p_t' - p_t K_1 K_2 &> 0 \quad \text{și} \quad \eta_1 < \eta \end{aligned}\right\} . \tag{83}$$

Evaluăm diferența din relația (83) ținînd seama de valorile ce rezultă din (3), (9), (12), (12″), (24), (25), (26), (29), (46), (47), (71), (74), (79) și (80); obținem

$$p_t' - p_t K_1 K_2 = (K_7 + K_9) K_1 n \Phi^{1,6} (\beta K_3^{0,6} - K_2) + (K_8 + K_{10}) K_1 n^2 \Phi^2 (K_1 \beta^2 - K_2) +$$

$$+ K_{17} K_1 n \left(\frac{\beta}{K_3} - K_2 \right) + K_{24/25} n^{x_1} \left[\left(\frac{K_1}{K_3} \beta \right)^x - K_1 K_2 \right] + K_{26} K_1 n^3 \left(\frac{K_1^2}{K_3} \beta^3 - K_2 \right) +$$

$$+ (K_{28} + K_{29}) (K_2 - K_1) K_2 I^2 + K_2 (1 - K_1) eI + K_2 K_{11} n^x I^2 \left[K_2 \left(\frac{K_1}{K_3} \beta \right)^x - K_1 \right] + K_{27}.$$

Examinînd coeficienții acestei relații constatăm că

$\beta K_3^{0,6} - K_2$ va fi în general pozitiv;

$\beta^2 K_1 - K_2$ va fi în totdeauna pozitiv;

$\frac{\beta}{K_3} - K_2$ va fi în general pozitiv;

$\left(\frac{K_1}{K_3} \beta \right)^{x_1} - K_1 K_2$ va fi pozitiv dacă $x_1 > 1$; dacă $x_1 = 1$ regăsim cazul precedent;

$\frac{K_1^2}{K_3} \beta^3 - K_2$ va fi întotdeauna pozitiv;

$(K_2 - K_1)$ și $(1 - K_1)$ vor fi întotdeauna negativi;

$K_2 \left(\frac{K_1}{K_3} \beta \right)^x - K_1$ va fi pozitiv chiar pentru $x = 1$;

K_{27} este un coeficient pozitiv.

Din această analiză rezultă că în general

$$p_t' - p_t K_1 K_2 > 0$$

și deci $\eta_1 < \eta$ adică randamentul va fi micșorat cînd crește tensiunea de alimentare la bornele motorului.

Se poate trasa o curbă $\eta = f(K_1)$, adică randamentul în funcție de creșterea tensiunii pentru fiecare caz în parte. Se vor putea fixa astfel intervalele optime de funcționare din punctul de vedere al randamentului.

CONCLUZII

Din studiul făcut putem trage următoarele concluzii în legătură cu funcționarea în regim permanent a unui motor de curent continuu cu excitație separată, cînd creștem tensiunea de alimentare într-un raport K_1:

a) Viteza motorului, frecvența și vitezele periferice la indus și colector se măresc aproximativ în același raport K_1 (punctele 1, 3, 4 și 12).

b) Fluxul rezultant se micșorează într-o proporție care depinde de saturația mașinii și de construcția sa din punctul de vedere al importanței reacției indusului (punctul 1).

c) Curentul și încărcarea electrică, reacția indusului, densitatea de curent, amperspirele pe polii auxiliari și pe înfășurările de compensare se măresc, dar mai încet decît K_1 (punctele 1, 5, 6, 7, 15 și 16).

d) Forța electromotoare (sau f.c.e.m.) variază mai încet decît raportul K_1 (punctul 2).

e) Pierderile în fier se măresc, atît acele prin histerezis, cît și pierderile prin curenți Foucault (punctul 8,1).

Pierderile Lenz-Joule în indus, poli auxiliari și înfășurări de compensare, cresc cu pătratul lui K_2, deci s-ar putea să crească mai repede decît în raportul K_1 (punctul 8,2) și punctul 20). În inductor aceste pierderi sînt constante (punctul 19).

Pierderile la colector sînt mai mari la tensiune de alimentare sporită (punctul 13), dar creșterea este mai înceată decît raportul K_1.

Pierderile mecanice cresc mai repede decît raportul K_1 (punctul 18).

f) Încălzirea indusului și a colectorului vor spori dar nu în aceeași măsură ca și K_1 (punctele 9 și 14).

Deși ventilarea este activată prin creșterea vitezei, totuși încălzirea mașinii este un element care poate limita valoarea raportului K_1, adică a măririi tensiunii aplicate.

g) Comutația devine mai grea și tensiunea între lame mai mare, încît și din aceste cauze valoarea lui K_1 este de asemenea limitată (punctul 10).

h) Cuplul electromagnetic al motorului crește într-o oarecare măsură cînd mărim tensiunea de alimentare (punctul 17).

i) Randamentul motorului scade cînd crește raportul K_1 fără a fi o proporționalitate între aceste variații, care trebuie studiate de la caz la caz (punctul 20).

În încheiere, conchidem, că este posibil ca un motor de curent continuu cu excitație separată să fie supus, în regim permanent, la o tensiune mai mare decît cea normală.

Trebuie, însă, să se dea o deosebită atenție încălzirii pentru a nu depăși valorile prescrise. Să fie examinată comutația pentru a nu se produce scîntei prea intense la colector. Să se cerceteze tensiunea între lame la colector, pentru a nu se ajunge la valori prea mari din cauza distorsiunii sporite a cîmpului inductor, ca urmare a creșterii curentului în indus, ceea ce ar putea duce la cerc de foc la colector. Să se verifice din punct de vedere mecanic dacă la viteza sporită care rezultă, indusul și mai ales colectorul pot rezista în bune condiții. Limitarea creșterii de tensiune, adică a lui K_1, va fi determinată în general de dificultăți la colector și nu atît de încălzire.

Prin urmare, motoarele electrice de curent continuu, cu excitație separată, care vor funcționa în regim permanent cu tensiune sporită în anumite intervale de timp, trebuiesc proiectate și construite cu atenție în ce privește anumite elemente despre care s-a vorbit în acest studiu. Mașinile existente trebuiesc cercetate și încercate din punctele de vedere examinate, pentru a se ști cum se vor comporta în funcționarea cu tensiune sporită de alimentare.

ANEXĂ

1. Deşi ne-am propus să studiem comportarea motorului cu curent continuu şi excitaţie separată, la variaţia tensiunii de alimentare în regim permanent, socotim că nu este lipsit de interes de a prezenta ca anexă funcţionarea în aceleaşi condiţii, dar în regim tranzitoriu [2].

Admitem că putem neglija inductanţa indusului cînd tensiunea variază de la valoarea iniţială U la valoarea finală U_1.

În circuitul indusului vom avea

$$U = R_i I + K_{30} n \Phi, \tag{84}$$

în care

R_i este rezistenţa indusului şi

K_{30} o constantă.

Pe de altă parte, putem scrie valoarea cuplului motor M_1 care va fi echilibrat de cuplul accelerator $\frac{GD^2}{375}\frac{dn}{dt}$ şi de cuplul util M_u (sau cuplul static)

$$M = K_{31} \Phi I = \frac{GD^2}{375}\frac{dn}{dt} + M_u, \tag{85}$$

unde

G este greutatea părţii mobile şi

K_{31} o constantă.

În momentul iniţial considerăm $M_u = 0$ şi tensiunea aplicată U constantă.

Din relaţia (85) deducem pe I

$$I = \frac{GD^2}{375 K_{31} \Phi} \cdot \frac{dn}{dt}$$

şi introducem această valoare în (84), obţinînd

$$\frac{U}{K_{30}\Phi} = \frac{R_i GD^2}{375\, K_{30}\, K_{31} \Phi^2} \cdot \frac{dn}{dt} + n\,. \tag{86}$$

Notăm

$$\left.\begin{aligned} &\frac{U}{K_{30}\Phi} = n, \text{ viteza ideală de mers în gol} \\ &T = \frac{R_i\, GD^2}{375 K_{30} K_{31}\, \Phi^2} \end{aligned}\right\} \tag{87}$$

presupunînd că fluxul Φ este constant, ceea ce am văzut că nu corespunde perfect realităţii, dar putem admite pentru perioada tranzitorie.

Introducînd valorile din (87) în (86) avem

$$n_0 = T\frac{dn}{dt} + n. \tag{88}$$

Este o ecuaţie diferenţială pe care o putem integra şi determina constanta de integrare, avînd în vedere condiţiile iniţiale şi anume că la $t = 0$ avem $n = 0$.

În aceste condiţii soluţia ecuaţiei (88) este

$$n = n_0\,(1 - \varepsilon^{-t/T}). \tag{89}$$

Presupunem acum că variem tensiunea de alimentare de la U la $U + \Delta U$; va urma o variaţie a vitezei de la n la $n + \Delta n$, încît relaţia (84) devine

$$U + \Delta U = R_i I + K_{30} \Phi (n + \Delta n). \tag{90}$$

Cuplul util va fi $M_u = K_{31} \Phi I'$, unde I' este curentul corespunzător.

Relaţia (85) se va scrie în aceste condiţii

$$K_{31} \Phi I = \frac{GD^2}{375} \cdot \frac{d\Delta n}{dt} + K_{31} \Phi I'$$

de unde calculăm pe I

$$I = \frac{GD^2}{375\, K_{31} \Phi} \cdot \frac{d\Delta n}{dt} + I'.$$

Introducînd această valoare în relaţia (90) şi divizînd cu $K_{30} \Phi$, avem

$$\frac{U + \Delta U}{K_{30} \Phi} = \frac{R_i GD^2}{375\, K_{30} K_{31} \Phi^2} \frac{d(\Delta n)}{dt} + \frac{R_i I'}{K_{30} \Phi} + n + \Delta n. \tag{91}$$

Ţinînd seama de notaţiile (87)

$$\frac{\Delta U}{K_{30} \Phi} = \Delta n_0$$

şi pe de altă parte

$$\frac{U - R_i I'}{K_{30} \Phi} = n,$$

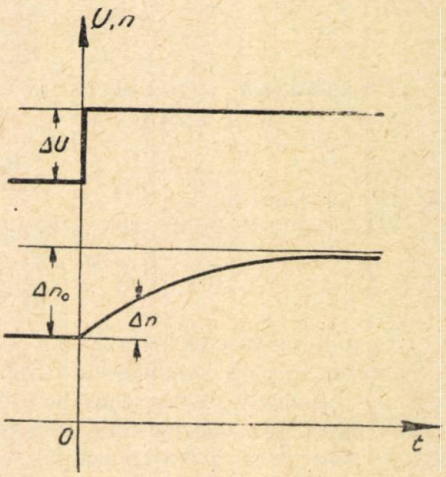
relaţia (91) devine

$$\Delta n_0 = T \frac{d\Delta n}{dt} + \Delta n,$$

care integrată cu aceleaşi condiţii iniţiale ca mai înainte ne dă

$$\Delta n = \Delta n_0 (1 - \varepsilon^{-t/T}). \tag{92}$$

Variaţia vitezei Δn în funcţie de timp cînd variază tensiunea ΔU, se poate arăta grafic în figura alăturată, care reprezintă relaţia (92).



Variaţia vitezei Δn în funcţie de timp, cînd variază tensiunea.

2. În legătură cu variaţia de curent la schimbarea bruscă a tensiunii de alimentare a motorului, observăm următoarele.

F.e.m. care ia naştere la borne este după (2)

$$E = \frac{Np}{60.10^8 a} \cdot n\Phi .$$

Fracţia din membrul al doilea este constantă, referindu-se la elemente constructive.

Fluxul Φ îl admitem constant, căci excitaţia este separată şi în perioada tranzitorie, pînă la modificarea cîmpului de reacţie transversală, trece un oarecare timp, în care interval fluxul inductor nu se schimbă. Viteza n, în primul moment rămîne de asemenea constantă, căci nu are timpul necesar de a varia din cauza inerţiei mecanice.

Curentul în motor este definit prin relaţia, după (1),

$$I = \frac{U - E}{R_i};$$

cînd aplicăm tensiunea U_1 vom avea un alt curent

$$I_1 = \frac{U_1 - E}{R_i},$$

E fiind neschimbat în perioada tranzitorie pentru motivele de mai sus.

Variaţia relativă a curentului va fi

$$\frac{I_1 - I}{I} = \frac{U_1 - U}{U - E}. \tag{93}$$

După relaţiile (1) şi (8), avem

$$U - E = RI = \alpha U. \tag{94}$$

Creşterea de curent este $I_1 - I = \Delta I$, iar creşterea de tensiune este $U_1 - U = \Delta U$; deci relaţia (93) devine, ţinînd seama şi de (94)

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{\Delta U}{RI} = \frac{\Delta U}{U} \cdot \frac{1}{\alpha}.$$

Presupunem $\alpha = 0{,}05$. O variaţie de 1 % în tensiune are ca urmare o variaţie de

$$\frac{\Delta I}{I} = 0{,}01 \frac{1}{0{,}05} = 0{,}20 = 20\ \%$$

în valoarea curentului.

Dacă creşterea lui U este egală cu RI, adică $U_1 = U + RI$, atunci după (93)

$$\frac{I_1 - I}{I} = \frac{RI}{RI} = 1 \text{ şi } I_1 = 2I.$$

În ipoteza de mai înainte că $\alpha = 5\ \%$, înseamnă că o creştere a tensiunii de 5 % are ca urmare o dublare a curentului. Prin urmare, mici variaţii bruşte ale tensiunii provoacă creşteri considerabile în intensitatea de curent. Acestea produc sporiri importante ale tensiunii caracteristice şi ale distorsiunii cîmpului inductor, ceea ce poate avea ca urmare scîntei foarte puternice la colector şi chiar producerea cercului de foc, care se ştie cît este de primejdios pentru colector. Aceste dificultăţi se pot reduce, cel puţin parţial, utilizînd poli auxiliari cu dispoziţii speciale care să aibă o acţiune mărită cînd curentul în indus are variaţii bruşte în mari limite [1]*).

СОСТОЯНИЕ ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА С НЕЗАВИСИМЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ ПРИ ПИТАНИИ ТОКОМ ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы исследуют в настоящей работе поведение при стационарном режиме генератора постоянного тока с независимым возбуждением в случае увеличения напряжения питающего тока.

*) vol. II, p. 412.

Исследуются все параметры машины, определяющие работу ее в целом: скорость вращения, окружная скорость якоря и коллектора, ток, поток, реакция якоря, потери, нагревание, напряжение между пластинками и коммутация, вспомогательные полюсы, компенсационные обмотки и т. д.

Указывается, что работа двигателя в данных условиях возможна. Необходимо следить, чтобы нагревание не превышало допускаемых пределов; во всяком случае оно явится причиной, ограничивающей увеличение напряжения.

Еще большее ограничение увеличения напряжения вытекает из соображений коммутации, которая становится гораздо труднее, и из-за максимального напряжения между пластинками, могущего достигнуть больших величин вследствие искажения поля, что может привести к образованию огненного кольца вокруг коллектора.

Компенсированные машины допускают бо́льшия увеличения напряжения, чем машины без компенсационных обмоток.

Машины с большой окружной скоростью чувствительнее с точки зрения нагревания и в подобных случаях следует ограничивать увеличение напряжения.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Зависимость скорости Δn от времени при изменении напряжения.

LE FONCTIONNEMENT D'UN MOTEUR À COURANT CONTINU AVEC EXCITATION INDÉPENDANTE QUAND ON AUGMENTE LA TENSION D'ALIMENTATION

(RÉSUMÉ)

Dans le présent article, les Auteurs étudient le comportement en régime permanent d'un générateur à courant continu à excitation séparée, dès qu'on augmente la tension d'alimentation.

On a étudié tous les paramètres de la machine qui déterminent son fonctionnement d'ensemble; la vitesse de rotation, la vitesse périphérique de l'induit et du collecteur, le courant, le flux, la réaction de l'induit, les pertes, l'échauffement, la tension entre les lames du collecteur et la commutation, les pôles auxiliaires, les enroulements de compensation, etc.

On montre, en conclusion, que le fonctionnement du moteur dans les conditions spécifiées est possible. On doit chercher à ne pas dépasser les limites admises de l'échauffement et, en tout cas, ceci peut devenir une cause qui limite l'augmentation de la tension.

Une plus forte limitation de la tension résulte des considérations de commutation, qui peut rendre impossible le fonctionnement de la dynamo; la tension maximum entre les lames du collecteur peut atteindre des valeurs élevées à cause de la distorsion, ce qui rend possible l'apparition du flash over.

Les machines compensées peuvent admettre des augmentations de tension plus importantes que celles qui ne sont pas pourvues de pareils enroulements.

Les machines à grande vitesse périphérique sont plus sensibles en ce qui concerne l'échauffement, ce qui rend nécessaire de limiter l'augmentation de tension dans de pareils cas.

EXPLICATION DES FIGURES

La variation de la vitesse Δn en fonction du temps, lorsque la tension varie.

BIBLIOGRAFIE

1. Cesar Parteni Antoni, *Curs maşini electrice. Curent continuu.* Instit. polit., Iaşi, 1948, vol. I, p. 266; *Maşini sincrone.* Instit. polit., Iaşi, 1949, vol. II, p. 412,
2. T. N. Sokolov, *Electromehaniceskie sistemî avtomaticeskogo upravlenia.* Gosenergoizdat. Moscova, 1952, p. 21.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

METODE DE CALCUL ÎN REGIM DE CURENŢI NESINUSOIDALI*)

DE

ACADEMICIAN C. BUDEANU

I. OBIECT

Introducerea curenţilor alternativi în aplicaţiile tehnice ale electricităţii a pus problema precizării metodelor de calcul corespunzătoare.

Curenţii alternativi, după cum se ştie, introduc fenomene noi faţă de situaţia de curent continuu. A fost deci necesar a se imagina şi adopta metode de calcul, care să ţină seama de toate fenomenele fizice ale unui regim alternativ.

Situaţia este destul de cunoscută şi înaintată pentru cazul unui regim de curenţi sinusoidali, fără ca nici în acest caz să putem considera că problema ar fi epuizată.

Problema devine însă mai complicată în cazul unui regim oarecare nesinusoidal. Ştiinţa nu şi-a spus încă ultimul cuvînt asupra acestei situaţii.

În cele ce urmează, după o simplă menţionare a metodelor de calcul folosite în regim sinusoidal, ne propunem a releva principiul metodelor preconizate pînă acum asupra calculelor în regim nesinusoidal, indicînd în acelaşi timp principalele proprietăţi caracteristice ale acestor metode.

Relevăm că obiectul însuşi al calculului în regim sinusoidal şi nesinusoidal este diferit. În regim sinusoidal, calculul stabileşte condiţiile în care un astfel de regim poate funcţiona. În schimb însă, un regim nesinusoidal e o maladie a instalaţiilor electrice. Aici calculul are ca obiect de a stabili cauzele unui astfel de regim, efectele lui şi mijloacele de a împiedica producerea lui.

Ne propunem totodată a ţine seama de corelaţia între acele diferite metode şi fenomenele fizice corespunzătoare ale unui regim nesinusoidal.

II. SITUAŢIA ÎN REGIM SINUSOIDAL

Proprietăţile şi teoremele cunoscute pînă acum, relativ la funcţionarea unei instalaţii electrice în regim sinusoidal, ne-au condus la gruparea metodelor de calcul respective pentru cazul unui astfel de regim, precum urmează:

*) Comunicare făcută în Sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic Bucureşti, din 28 şi 29 noiembrie 1954.

a) Metoda analitică aplicată la valorile instantanee ale diferitelor mărimi intrînd în fenomenele de curenți alternativi sinusoidali.

b) Reprezentarea cinematică.

c) Metoda vectorială geometrică.

d) Metoda vectorială analitică, aplicată la diferitele mărimi ale unui fenomen de curenți alternativi, atribuind acelor mărimi caracterul unor vectori de timp.

e) Metoda simbolică prin aplicarea teoriei mărimilor complexe.

f) Metoda separației puterilor.

g) Metode diverse de calcul matematic și în special utilizarea calculului matricial.

Aceste metode ale regimului sinusoidal sînt folosite, unele sau altele, după convenienta fiecărui caz în parte.

Nu considerăm util a mai reveni aici asupra proprietăților, destul de cunoscute, ale acestor metode aplicate la fenomenele electrice în regim sinusoidal. Ele au fost menționate aici numai în scopul de a expune în raport cu ele, metodele proprii ale unui regim nesinusoidal.

III. SITUAȚIA ÎN REGIM NESINUSOIDAL

Cazul general al unui atare regim, nesinusoidal, fiind bazat pe fenomene fizice mult mai complicate, ne obligă la reflectarea unor metode noi diferite, unele din ele încă de-abia în stare de formare și de studiu.

În linii generale, grupăm aceste metode, în cele ce urmează, ținînd seama de apariția lor istorică, cît și de stadiul lor actual:

a) Neglijarea situației nesinusoidale a regimului electric respectiv.

b) Metoda sinusoidelor echivalente.

c) Metoda analitică aplicată la valorile instantanee ale diverselor mărimi de forma alternativă nesinusoidală.

d) Metoda definițiilor convenționale a diferite mărimi în regim nesinusoidal.

e) Metoda bazată pe aplicarea teoriei fenomenelor deformante.

f) Metoda separației puterilor în regim nesinusoidal.

g) Extinderea a o serie de metode ale regimului sinusoidal la regim nesinusoidal.

h) Metode bazate pe fenomene neliniare.

i) Metoda suprapunerii efectelor.

În paragrafele următoare parcurgem principiul și stadiul de aplicare al acestor metode.

a) Într-adevăr, odată forma nesinusoidală a diferitelor mărimi (tensiuni, forțe electromotoare, curenți) putea fi *neglijată* sau pur și simplu ignorată. Azi însă, pe măsura extinderii instalațiilor electrice, atît în suprafață, cît și în valori de puteri puse în joc, această neglijare este departe de a mai fi totdeauna posibilă.

S-a simțit chiar nevoia de a se defini limita pînă la care o formă de undă se poate numi sinusoidală și criteriul de apreciere.

S-a definit astfel noțiunea de *coeficient de deformare* al unei curbe alternative prin valoarea maximă a raportului exprimat în procente

$$d = \frac{a - g}{s} \tag{1}$$

în care s-a notat cu

a — ordonata curbei date,

g — ordonata sinusoidei de bază a curbei date, corespunzînd aceleiași abscise ca și a,

s — amplitudinea sinusoidei de bază.

Apoi se prescrie că pentru ca *o formă de undă să poată fi considerată sinusoidală*, « coeficientul de deformare » nu trebuie să depășească anumite valori de circa 5 sau 10 %, după cazuri.

Am avut ocazia însă a arăta că acest criteriu este practic neaplicabil, el fiind capabil a conduce la erori de ordin 50 %. Pe de altă parte, acest criteriu poate fi în discordanță cu fenomenul fizic intrinsec, putînd conduce uneori la un coeficient de deformare mai bun, tocmai atunci cînd deformarea efectivă a curbei se accentuează [1].

Metoda poate însă deveni acceptabilă, introducînd drept criteriu de apreciere *factorul deformant*, definit de raportul *reziduului deformant* prin valoarea eficace a undei fundamentale.

b) Metoda sinusoidelor echivalente consistă în a reduce un regim nesinusoidal la unul sinusoidal, înlocuind curbele reale nesinusoidale prin curbe fictive sinusoidale, zise echivalente [2].

Conform acestei concepții, o funcție nesinusoidală este înlocuită printr-o funcție sinusoidală avînd aceeași valoare eficace. Pulsația sinusoidei echivalente este presupusă ca fiind aceea a undei fundamentale a funcției efective nesinusoidale.

Această concepție a căpătat și o oarecare generalizare în cazul unui sistem energetic caracterizat printr-o tensiune și un curent periodic oarecare. În cazul acesta au fost denumiți:

« *tensiune și curent sinusoidali echivalenți*, tensiunea și curentul sinusoidal ale căror valori eficace și putere activă coincid cu valorile eficace și puterea activă ale curentului și tensiunii periodice date ».

Metoda sinusoidelor echivalente ne conduce însă în majoritatea cazurilor la situații cu totul discordante față de realitatea fizică.

Fie, de exemplu, situația unui sistem energetic, care sub o tensiune sinusoidală u, debitează un curent nesinusoidal i, avînd expresiile

$$\left.\begin{aligned} u &= \sqrt{2} \cdot 200 \cdot \sin\omega t, \\ i &= \sqrt{2} \cdot 100 \cdot \sin\omega t + \sqrt{2} \cdot 75 \cdot \sin 3\omega t \end{aligned}\right\}. \tag{2}$$

Prin aplicarea definiției sinusoidelor echivalente, sistemul (2) ar fi de înlocuit prin

$$\left.\begin{aligned} u &= \sqrt{2} \cdot 200 \cdot \sin\omega t, \\ i &= \sqrt{2} \cdot 125 \cdot \sin(\omega t - \varphi), \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

în care φ este definit, în acest caz, prin $\operatorname{tg}\varphi = \frac{3}{4}$ ceea ce ne conduce la

$$\varphi = 36°50'.$$

Este adevărat că ambele sisteme (2) și (3) sînt caracterizate prin aceeași putere aparentă, prin aceeași putere activă și deci prin același factor de putere. Totuși, din punct de vedere fizic, cele două sisteme sînt complet diferite între ele. Puterile instantanee în timpul unei perioade sînt în fiecare moment diferite între cele două sisteme, deși puterile instantanee sînt baza fizică a fenomenului. Factorul de putere la sistemul (2) este de natură deformantă, iar la sistemul (3) este de natură reactivă, ceea ce este cu totul altceva. Sistemul (3) poate fi compensat printr-o putere

reactivă de natură capacitivă (adică printr-un condensator). Aplicarea însă a unui condensator la sistemul (2) ar micşora şi mai mult factorul de putere. Alte exemple similare vom vedea la alineatul *f)*.

Metoda sinusoidelor echivalente reprezintă deci o simplă operaţie matematică lipsită de o bază fizică. Ea poate fi privită ca o aproximaţie, admisibilă cel mult, ca şi metoda precedentă, numai în cazul cînd regimul nesinusoidal ar fi cu totul neglijabil.

c) Metoda analitică, aplicată la valorile instantanee ale diferitelor mărimi, corespunde desigur unei situaţii fizice reale. La început ea nu s-a putut aplica decît la forme de curbe geometrice nesinusoidale, ale căror expresii analitice le putem cunoaşte, ca de exemplu: semisinusoide, sinusoide redresate, parabole redresate, funcţii alternative triunghiulare sau poligonale etc.

Metoda analitică şi-a deschis însă un vast cîmp de aplicaţie, de îndată ce *teorema seriilor Fourier* a permis scrierea matematică a oricărei funcţii alternative cunoscute sub orice formă, ca de exemplu prin oscilograme, sau prin vreo altă cale. Această metodă permite de asemenea scrierea ecuaţiilor teoretice analitice sub forma diferenţială sau integrală a oricărei funcţii periodice.

Metoda analitică în regim nesinusoidal este de fapt o extindere a aceleiaşi metode aplicată în regim sinusoidal.

În regim nesinusoidal însă, metoda analitică nu poate avea acelaşi cîmp de aplicaţie ca în regim sinusoidal. Greu ne-am putea gîndi a proceda în regim nesinusoidal, la rezolvarea unei reţele mai complicate, exclusiv prin metoda analitică.

Totuşi metoda analitică, chiar în regim nesinusoidal, a putut fi utilizată cu mult folos la demonstrarea a o serie de proprietăţi şi teoreme. Prin metoda analitică s-au putut stabili valorile eficace de tensiune şi curenţi, puterile active, valoarea energiilor dezvoltate, cît şi întreaga teorie a fenomenelor reactive şi deformante, în regim nesinusoidal, de care ne vom ocupa mai jos.

d) S-a încercat în regim nesinusoidal să se adopte anume *definiţii convenţionale* pentru unele mărimi. Astfel, de exemplu, s-au propus pentru mărimea de putere reactivă, în regim nesinusoidal, unele definiţii bazate pe expresii de forma generală

$$\left.\begin{aligned} Q_1 &= \Sigma \frac{1}{n} U_n I_n \sin \varphi_n, \\ \text{sau} \\ Q_2 &= \Sigma n U_n I_n \sin \varphi_n. \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Se dădea ca o justificare a acestor definiţii faptul că astfel de expresii s-ar putea măsura mai uşor, prin watmetre electrodinamice avînd circuitele derivaţie formate din inductanţe sau capacităţi pure.

Am avut ocazia însă a examina mai de aproape aceste definiţii şi a arăta că ele sînt lipsite de o bază fizică admisibilă [3] *) şi [4] **).

În primul rînd, aceste expresii de putere reactivă sînt nesimetrice faţă de puterea activă

$$P = \Sigma U_n I_n \cos \varphi_n . \qquad (5)$$

Apoi ansamblul de puteri active-reactive sub forma (P, Q_1), sau (P, Q_2) nu are nici o corelaţie cu puterea aparentă

$$S = U \cdot I, \qquad (6)$$

în regim nesinusoidal.

*) p. 221.
**) p. 4, 9 şi 10.

În sfîrșit, definițiile de forma (4) ne-ar conduce la unele concluzii neadmisibile. Astfel, fie un regim nesinusoidal format din unda fundamentală și armonica 3. Dacă pe cale de rezonanță suprimăm unda fundamentală, ceea ce este totdeauna posibil, puterea reactivă ar deveni

$$Q_1 = \frac{1}{3} U_3 I_3 \sin \varphi_3 \text{ sau } Q_2 = 3\ U_3 I_3 \sin \varphi_3, \tag{7}$$

ceea ce ar fi cu totul în discordanță cu expresia consacrată a puterii reactive. Chiar posibilitatea de a avea două expresii de acest gen (relația (4)) diferite între ele, ne relevă caracterul lor convențional arbitrar.

Simpla posibilitate de măsurare nu constituie o justificare suficientă. De altfel, relațiile (4) nu au căpătat nici un fel de aplicație și s-au dovedit incapabile a ne justifica toată gama de fenomene ale unui regim nesinusoidal.

e) Teoria fenomenelor deformante, pe care am introdus-o mai de mult în electrotehnică, se bazează pe proprietățile fizice ale mărimilor instantanee (tensiuni, curenți, puteri) intrînd într-un fenomen de regim nesinusoidal [3]*), [4]**), [5].

Numim u tensiunea între nodurile adiacente ale unei laturi dintr-o rețea cu s laturi și i curentul din aceeași latură, sub forma generală

$$\left.\begin{aligned} u &= \sqrt{2}\ \Sigma_n U_n \sin (n\omega t - \alpha_n), \\ i &= \sqrt{2}\ \Sigma_n I_n \sin (n\omega t - \beta_n)\ . \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

După cum am arătat, proprietățile mărimilor instantanee, și în special proprietățile de conservare, ne conduc la următoarele principale concluzii:

$$\Sigma_s \Sigma_n U_n I_n \cos \varphi_n = \Sigma_s P = 0, \tag{9}$$

$$\Sigma_s \Sigma_n U_n I_n \sin \varphi_n = \Sigma_s Q = 0, \tag{10}$$

$$\Sigma_s [U_n I_m \cos (\alpha_n + \beta_m) - U_m I_n \cos (\alpha_m + \beta_n)] = \Sigma_s \delta'_{nm} = 0. \tag{11}$$

$$\Sigma_s [U_n I_m \sin (\alpha_n + \beta_m) - U_m I_n \sin (\alpha_m + \beta_n)] = \Sigma_1 \delta''_{nm} = 0$$

Unghiurile $\alpha_n, \alpha_m, \beta_n, \beta_m$ au semnificațiile din relațiile (8). Unghiurile $\varphi_n = \beta_n - \alpha_n$, $\varphi_m = \beta_m - \alpha_m$ reprezintă defazajele pe armonicele: n, m, ... iar P și Q sînt puterile activă și reactivă în latura respectivă. Termenii δ'_{nm} și δ''_{nm} reprezintă mărimi noi de puteri, pe care le-am denumit *puteri deformante elementare*.

Din relațiile de mai sus se vede că P, Q, δ'_{nm} și δ''_{nm} se supun unei *conservări algebrice* în întreaga rețea.

Ansamblul grupelor de puteri deformante elementare de ordin nm se pot prezenta global sub o formă vectorială, într-un plan de ordin nm

$$\overline{D}_{nm} = U_n I_m \underline{|\alpha_n + \beta_m} - U_m I_n \underline{|\alpha_m + \beta_n}\ , \tag{12}$$

avînd ca modul

$$|\overline{D}_{nm}| = D_{nm} = \sqrt{U_n^2 I_m^2 + U_m^2 I_n^2 - 2 U_n U_m I_n I_m \cos (\varphi_n - \varphi_m)}. \tag{13}$$

Date fiind proprietățile mărimilor eficace ale curenților și tensiunilor, cît și ale tuturor componentelor armonice, putem considera că toate planele de ordin nm conținînd armonicele de curent și tensiune de ordin nm, sînt normale între ele într-un spațiu multidimensional.

*) p. 253. și 270
**) p. 45.

În consecință, toți vectorii de puteri *deformante* elementare de ordin *nm*, *pq* ... etc. sînt normali între ei, avînd ca rezultantă

$$\overline{D} = \Sigma\, \overline{D}_{nm}\,, \tag{14}$$

cu modulul

$$D = \sqrt{\Sigma D_{nm}^2} = \sqrt{\Sigma\,[U_n^2\, I_m^2 + U_m^2\, I_n^2 - 2\, U_n\, U_m\, I_n\, I_m \cos(\varphi_n - \varphi_m)]}. \tag{15}$$

La același rezultat ajungem, observînd că pornind de la relațiile (11) putem scrie direct

$$D = \sqrt{\Sigma\,(\delta'_{nm})^2 + \Sigma\,(\delta''_{nm})^2}\,. \tag{16}$$

Am denumit *putere deformantă* expresia notată D, T sau P_d și definită prin relațiile (15), (16) sau (19).

După cum am arătat [3] *) puterea deformantă nu se poate anula decît îndeplinindu-se simultan condițiile:

$$\frac{U_m}{I_m} = \frac{U_n}{I_n} = \ldots \text{ și } \varphi_m = \varphi_n = \ldots \tag{17}$$

Precizăm că toate relațiile de mai sus, de la (12) la (16), se referă la situația din aceeași latură, iar semnul Σ din acele relații se aplică la totalitatea grupelor de armonice *mn*, *pq* etc.

Conservarea algebrică a puterilor deformante elementare în întreaga rețea de s laturi (relațiile (11)) ne permite a enunța în același timp *conservarea vectorială* a puterii deformante totale în aceeași rețea, sub forma

$$\Sigma_s\, \overline{D} = 0, \tag{18}$$

în care $\overline{D}$ este puterea deformantă în fiecare latură, avînd modulul D (relația (15)), iar de data aceasta Σ_s se referă la totalitatea celor s laturi ale rețelei [5] și [6].

Introducerea noțiunii de *putere deformantă* a fost adoptată la studiul teoretic și experimental al unora dintre fenomenele caracteristice ale regimului nesinusoidal, ca de exemplu: identificarea aparatelor deformante, funcționarea și transferul fenomenelor deformante, transmisiunea de-a lungul unei linii în nesinusoidal, studiul particular al unora din aparatele deformante, ca de exemplu al redresorilor [1], [4], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14], [15], [16] și [17].

Teoria fenomenelor deformante, fără a constitui o metodă generală de calcul în regim nesinusoidal, este de natură a aduce o reală contribuție la studiul fenomenelor deformante, care sînt inerente unui astfel de regim. Principalele concluzii ale acestei teorii au putut fi verificate experimental [18].

f) Teoria fenomenelor deformante ne-a permis a extinde *metoda separației puterilor* la un regim nesinusoidal.

Într-adevăr, observăm că, ținînd seama de expresiile puterilor reactive, active și deformantă (relațiile (9), (10) și (15)), dezvoltate într-o latură a unei rețele, suma vectorială ortogonală a acestor puteri ne dă tocmai puterea aparentă sub forma

$$P^2 + Q^2 + D^2 = (UI)^2 = S^2. \tag{19}$$

*) p. 257.

Teoria fenomenelor deformante ne-a permis astfel a enunța *conservarea vectorială* a puterii aparente S într-un spațiu multidimensional, dat fiind tocmai proprietățile de conservare ale mărimilor P, Q, D.

Puterea aparentă, ca și puterea deformantă, produse de o sursă, sînt fiecare în parte sumele vectoriale ale puterilor aparente, respectiv deformante, ale tuturor elementelor unei rețele.

Factorul de putere în nesinusoidal apare astfel ca fiind

$$K = \frac{P}{S} = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}}. \tag{20}$$

Am arătat că această expresie are o semnificație interesantă sub forma [3] *)

$$K = \frac{1}{\sqrt{1+\rho^2}} \cdot \frac{1}{\sqrt{1+\delta^2}}, \tag{21}$$

în care ρ și δ, pe care le-am denumit *factor reactiv*, respectiv *factor deformant*, au valorile

$$\rho = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}},$$

$$\delta = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}}. \tag{22}$$

Atît relația (19), cît și (20) ne arată că, spre diferență de regimul sinusoidal, în nesinusoidal, factorul de putere este produs de două cauze fizice distincte, de care trebuie să ținem seama separat. Problema factorului de putere total se complică astfel. Se poate ca factorul parțial de natură deformantă $\frac{1}{\sqrt{1+\delta^2}}$ să fie mai bun decît acela de natură reactivă. Însă nu putem ignora faptul că o aceeași valoare de putere deformantă D ne produce prejudicii mai mari decît o valoare egală, numeric, de putere reactivă Q.

Exemplificăm distincția la care ne referim, aplicînd-o la următoarele patru situații energetice diferite.

Situația 1. O tensiune sinusoidală de 400 V, 50 Hz debitează pe un circuit format dintr-o rezistență $R = 64\ \Omega$ în serie cu o reactanță inductivă $X_i = 48\ \Omega$.

Situația 2. O tensiune sinusoidală de 400 V, 50 Hz debitează pe un circuit format dintr-o bobină de inductanță cu fier, așa încît curentul absorbit de bobină are pe unda fundamentală valoarea eficace $I = 4{,}4444$ A și un defazaj $\varphi = 25°50'$ iar totalul armonicelor de curent are o valoare eficace care constituie reziduul deformant $I_d = 2{,}29$ A; (bine înțeles în I_d nu se include unda fundamentală).

Situația 3. O tensiune nesinusoidală de valoare eficace totală 400 V are valoarea instantanee

$$u = \sqrt{2}\ U_1 \sin \omega t + \sqrt{2}\, U_3 \sin 3\,\omega t$$

și debitează un curent instantaneu

$$i = \sqrt{2}\, I_1 \sin \omega t + \sqrt{2}\, I_3 \sin 3\,\omega t$$

îndeplinindu-se condițiile $U_3 = 0{,}2\ U_1$; $I_1 = 1\,307{,}7\ \frac{1}{U_1}$; $I_3 = 1\,461{,}5\ \frac{1}{U_1}$.

*) p. 284.

Situația 4. O tensiune nesinusoidală de valoarea eficace 400 V, și de aceeași formă ca în situația precedentă, cu frecvența fundamentală 50 Hz, debitează pe o rezistență neinductivă $R = 100\ \Omega$ în paralel cu o capacitate $C = 20{,}89\ \mu F$.

Un observator examinînd aceste cazuri constată la *toate* următoarele situații identice:

$$\left.\begin{aligned}
&\text{Tensiunea eficace} \ldots\ldots\ldots\ldots\ U = 400\ \text{V},\\
&\text{Curentul total eficace} \ldots\ldots\ldots\ I = 5\ \text{A},\\
&\text{Puterea aparentă} \ldots\ldots\ldots\ldots\ S = 2\,000\ \text{VA},\\
&\text{Puterea activă} \ldots\ldots\ldots\ldots\ P = 1\,600\ \text{W},\\
&\text{Puterea totală inactivă} \ldots\ldots\ P_{in} = \sqrt{S^2 - P^2} = 1\,200\ \text{VA},\\
&\text{Factorul de putere} \ldots\ldots\ldots\ldots\ K = 0{,}8.
\end{aligned}\right\} \quad (23)$$

Și totuși, din punct de vedere fizic, toate aceste racorduri sînt cu totul *distincte* între ele. În *situația 1*, factorul de putere poate fi adus la 1 prin montarea unei capacități; în *situația 2*, factorul de putere poate fi numai *îmbunătățit* prin montarea unei capacități, fără a se realiza o compensare completă; în *situația 3*, factorul de putere se înrăutățește, fie că am monta o inductanță ori o capacitate; în *situația 4*, factorul de putere poate fi îmbunătățit prin montarea unei inductanțe, fără a se realiza o compensare completă.

Toată această distincție provine numai din proporția diferită de putere reactivă și deformantă, corespunzînd fiecărei situații în parte.

Redăm în relațiile (24) și (25) această componență diferită de puteri reactivă și deformantă în fiecare din cele patru situații mai sus menționate.

Puterea reactivă

$$\left.\begin{aligned}
&\text{Situația 1. } Q = UI \sin \varphi = X_i I^2 = 48 \cdot 5^2 = 1\,200\ \text{Var},\\
&\text{Situația 2. } Q = UI_1 \sin \varphi = 400 \cdot 4{,}4444 \sin 25°50' \fallingdotseq 774{,}4\ \text{Var},\\
&\text{Situația 3. } Q = U_1 I_1 \sin \varphi_1 + U_3 I_3 \sin \varphi_3 = 0,\\
&\text{Situația 4. } Q = -C\omega\, U_1^2 - 3\, C\omega\, (0{,}2\, U_1)^2 = -1\,130{,}23\ \text{Var}.
\end{aligned}\right\} \quad (24)$$

Puterea deformantă

$$\left.\begin{aligned}
&\text{Situația 1. } D = 0,\\
&\text{Situația 2. } D = U \cdot I_d = 400 \cdot 2{,}29 = 916\ \text{Vad},\\
&\text{Situația 3. } D = U_1 I_3 - U_3 \cdot I_1 = 1\,200\ \text{Vad},\\
&\text{Situația 4. } D = U_1 \cdot I_3 - U_3 \cdot I_1 = -403{,}66\ \text{Vad}.
\end{aligned}\right\} \quad (25)$$

Apare astfel diferența fizică între cele patru situații, bazată tocmai pe separația puterii reactive, de cea deformantă.

g) Alte metode ale regimului sinusoidal pot fi susceptibile de a fi extinse în regim nesinusoidal.

α) Astfel *metoda vectorială geometrică*, de o mare aplicație în regim sinusoidal, am arătat că în oarecare măsură poate fi extinsă, cel puțin în parte, și în regim nesinusoidal.

În regim sinusoidal, tensiunile și curenții tuturor elementelor rețelei pot fi asimilați cu vectori situați în același plan.

În regim nesinusoidal, tensiunea între extremitățile unei laturi, sau produsă la sursă, cît și curentul din latura respectivă sau debitat de sursă, au expresiile analitice clasice reamintite mai sus prin relațiile (8).

Valorile eficace totale de tensiune și curent sînt exprimate în funcție de componentele diverselor armonice, sub forma cunoscută

$$\left.\begin{aligned} U^2 &= U_1^2 + U_2^2 + \dots U_n^2 = \Sigma U_n^2 \,, \\ I^2 &= I_1^2 + I_2^2 + \dots I_n^2 = \Sigma I_n^2 \,. \end{aligned}\right\} \tag{26}$$

Aceste relații sînt susceptibile de o reprezentare vectorială într-un spațiu multidimensional euclidian sub forma

$$\left.\begin{aligned} \overline{U} &= \overline{U_1} + \overline{U_2} + \dots \overline{U_n} = \Sigma \overline{U_n} \,, \\ \overline{I} &= \overline{I_1} + \overline{I_2} + \dots \overline{I_n} = \Sigma \overline{I_n} \,. \end{aligned}\right\} \tag{27}$$

Fiecare grup de vectori $\overline{U_1}, \overline{I_1} \dots \overline{U_n}, \overline{I_n}$ se găsește în cîte un plan, făcînd între ei în fiecare din aceste plane unghiurile $\varphi_1, \varphi_2 \dots \varphi_n$, iar toate aceste plane sînt normale absolut între ele, avînd deci un singur punct comun în spațiul considerat multidimensional.

Produsul scalar al vectorilor rezultanți $\overline{U}$ și $\overline{I}$ devine astfel

$$\overline{U} \cdot \overline{I} = UI \cos \varphi = \Sigma (\overline{U_n} \cdot \overline{I_n}) = \Sigma U_n I_n \cos \varphi_n. \tag{28}$$

Regăsim astfel, pe această cale simplă, expresia cunoscută pe cale analitică, a puterii active în regim nesinusoidal

$$P = P_1 + P_2 + \dots P_n = \Sigma P_n \,. \tag{29}$$

Totodată, prin aplicarea *identității Lagrange*, putem scrie imediat modulul produsului vectorial al vectorilor U, I în spațiul multisinusoidal respectiv

$$|\overline{U} \times \overline{I}| = UI \sin \varphi = \sqrt{(UI)^2 - (\Sigma U_n I_n \cos \varphi_n)^2} = \sqrt{S^2 - P^2}. \tag{30}$$

Pe de altă parte, metoda separației puterilor în regim nesinusoidal (relația (19)) permite o prezentare mai explicită a relației (30) sub forma

$$UI \sin \varphi = \sqrt{Q^2 + D^2} \,, \tag{31}$$

în care prin $Q = \Sigma U_n I_n \sin \varphi_n$ caracterizăm fenomenul reactiv în regim nesinusoidal, pe baza a o serie de considerații fizice și matematice, pe care le-am expus deja și care depășesc cadrul prezentului studiu, iar prin D (relația (15)) caracterizăm fenomenul deformant.

În regim nesinusoidal $UI \sin \varphi$ este deci datorit la două cauze fizice, spre diferență de situația din regim sinusoidal.

Relația (28) ne relevă astfel că și în regim nesinusoidal putem exprima factorul de putere prin $K = \cos \varphi$, în care prin φ trebuie să înțelegem *unghiul de defazaj între vectorii totali* $\overline{U}$ *și* $\overline{I}$ *în planul lor* situat în spațiul multidimensional care conține fenomenul nesinusoidal respectiv [6].

Redăm o aplicație într-un caz particular simplu, a acestor considerații:

Fie situația unei tensiuni u debitînd un curent i formați fiecare din cîte două unde *în fază*

$$u = \sqrt{2}\, U_1 \sin \omega t + \sqrt{2}\, U_3 \sin 3\ \omega t,$$

$$i = \sqrt{2}\, I_1 \sin\ \omega t + \sqrt{2}\, I_3 \sin\ 3\ \omega t,$$

ceea ce vectorial poate fi reprezentat prin

$$\overline{U} = \overline{U}_1 + \overline{U}_3\ ;\ \overline{I} = \overline{I}_1 + \overline{I}_3\ , \tag{32}$$

așa cum se indică în figură, în care:

$\overline{U}_1$ și $\overline{I}_1$ au aceeași direcție, respectiv $\overline{U}_3$ și $\overline{I}_3$. Puterea activă debitată de sursă este $P = \overline{U}_1 \cdot \overline{I}_1 + \overline{U}_3 \cdot \overline{I}_3$. Puterea reactivă debitată $Q = \Sigma UI \sin \varphi = 0$. Totuși

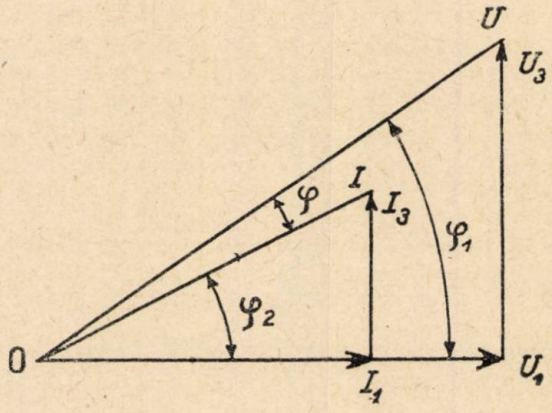


Fig. 1

vectorii totali rezultanți U și I nu sînt în fază, ei fac între ei unghiul φ, iar factorul de putere al sistemului este tocmai

$$K = \cos\ \varphi.$$

Într-adevăr, din reprezentarea vectorială geometrică rezultă:

$$\operatorname{tg} \varphi = \operatorname{tg} (\varphi_1 - \varphi_2) = \frac{\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_2}{1 + \operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi_2} = \frac{U_3/U_1 - I_3/I_1}{1 + U_3 I_3 / U_1 I_1} = \frac{U_3 I_1 - U_1 I_3}{U_1 I_1 + U_3 I_3}. \tag{33}$$

Însă $U_3 I_1 - U_1 I_3 = D$ reprezintă tocmai puterea deformantă, debitată de sursă, corespunzătoare acestui caz particular, în concordanță cu expresia generală a puterii deformante (relația 15).

$U_1 I_1 + U_3 I_3 = P$ reprezintă puterea activă debitată de sursă în aceeași situație.

Din (33) deducem

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{D}{P} \text{ și } \cos \varphi = \frac{P}{\sqrt{P^2 + D^2}} = \frac{P}{S}. \tag{34}$$

Expresiile (34) sînt cu totul asemănătoare acelora din regim sinusoidal, unde în loc de putere deformantă intervine o putere reactivă.

Observăm că în cazul particular al acestei aplicații, fenomenul se petrece tot într-un plan, dar este vorba de un alt plan decît acela activ-reactiv din regim sinusoidal.

Din punctul de vedere al semnului, expresia de mai sus presupune aceeași convenție ca și la puterea reactivă și anume că D este pozitiv, cînd I este defazat în urma tensiunii.

Pentru ca factorul de putere să devină 1 în acest caz, trebuie să avem

$$\frac{U_1}{I_1} = \frac{U_3}{I_3} \text{ adică } D = 0$$

în conformitate cu condiția generală dată prin relația (17).

β) *Metoda mărimilor complexe*, de o aplicație atît de întinsă în regim sinusoidal, întîmpină dificultăți în regim nesinusoidal.

În special este de relevat că operațiile de rotire a vectorilor în regim sinusoidal se petrec în același plan. Operatorii $j, a \ldots$ au aceeași semnificație, cu aceleași proprietăți pentru întreaga rețea. Situația este diferită în regim nesinusoidal, unde operațiile de rotire au loc, nu într-un plan, ci într-un spațiu multidimensional. Nu mai poate fi vorba de operatori unici pentru toate armonicele. Se pune problema unei eventuale extinderi și generalizări a cuaternionilor lui Hamilton.

Dacă ne rezumăm numai la operațiile de adunare și scădere a vectorilor reprezentativi de tensiune și curenți, chestiunea este simplă și suficient de pusă la punct. Dificultatea apare la stabilirea multitudinilor de operatori și a cheilor algebrice respective, spre a se putea trece apoi la diversele mărimi de puteri, inerente unui regim nesinusoidal.

γ) Menționăm studiul recent apărut: *Teoria puterilor într-un sistem de curenți periodici polifazați* [19].

Pe baza introducerii unor noțiuni de mărimi de puteri și a unor definiții adoptate pentru diverse operații matematice, se propune în acest studiu o metodă unitară de calcul, atît în regim sinusoidal și nesinusoidal, cît și în cel simetric și nesimetric.

h) Instalațiile electrice comportă deseori parametri (rezistențe, inductanțe, capacități) care pot fi variabili. Ecuațiile respective nu mai au un caracter liniar din punct de vedere matematic. Avem de-a face în acest caz cu *sisteme neliniare*. Studiul unor astfel de sisteme comportă anumite metode de calcule speciale.

În curenți alternativi, în cazul cînd unul sau mulți din parametri respectivi variază periodic, apare un regim nesinusoidal, căruia i se poate aplica în acest caz metodele regimului nesinusoidal.

Elementele rețelei bazate pe rezistențe, inductanțe, sau capacități periodic variabile, în majoritatea cazurilor pot fi considerate echivalente cu aparate zise deformante. În această categorie se înglobează aparatele de genul redresorilor, sau a inductanțelor cu fier. În aceste condiții particulare se poate aplica acelor aparate teoria fenomenelor deformante.

i) În cazul aplicării de tensiuni sau curenți nesinusoidali unor rețele cu parametri, rezistențe, inductanțe, capacități constante, apare un regim general nesinusoidal, care se bucură în acest caz de proprietatea că fiecare armonică se comportă independent una de alta. Această proprietate poate fi valabilă și pe elemente parțiale de rețea, caracterizate prin parametri constanți.

Metoda separației puterilor în regim nesinusoidal este în concordanță cu această proprietate.

Astfel prin aplicarea metodei separației puterilor, active, reactive, deformante la o linie de transport, am arătat că fiecare armonică se propagă independent una de alta [4] *).

În cazul unor astfel de elemente de linii sau rețele, se pot aplica deci metodele de calcul ale regimului sinusoidal la toate armonicele care ne interesează, iar efectul global rezultă din *suprapunerea efectelor* acestor diferite armonice.

IV. CONCLUZII

a) Regimul nesinusoidal pune probleme mult mai complicate decît acela sinusoidal. Metodele de calcul trebuie să țină seamă de această situație.

b) În regim sinusoidal, metodele de calcul sînt mai bine închegate. Unele din ele au caracterul de metode generale. Situația este diferită în regim nesinusoidal, unde se pot folosi unele sau altele din metodele indicate, care se pot adapta mai convenabil fiecărei situații în parte.

c) Tehnica regimului nesinusoidal comportă mai mult metode de cercetări, decît metode de calcul propriu-zise.

Descompunerea în serie Fourier constituie una din operațiile curente ale regimului nesinusoidal.

d) O atenție deosebită trebuie acordată chiar metodelor și operațiilor de măsurare în regim nesinusoidal.

Sînt unele dintre aparatele de măsurare, care în regim nesinusoidal au o aplicație cu totul dubioasă. Este, de exemplu, cazul aparatelor de inducție.

Pentru determinarea mărimilor de puteri active, reactive, și deformante, posedăm însă mijloace și formule care, în general, se încadrează suficient în erorile admisibile [20].

e) Teoria fenomenelor deformante și a metodei separației puterilor în regim nesinusoidal sînt susceptibile de a aduce o contribuție la studiul aparatelor și diverselor fenomene deformante într-o rețea.

f) Atît în regim deformant, cît și în orice alt regim de altfel, metodele de calcul adoptate trebuie să se încadreze în fenomenele fizice propriu-zise. Altfel riscăm a ajunge uneori la concluzii fizice neadmisibile. Este, de exemplu, cazul, în anumite împrejurări, a metodei sinusoidelor echivalente.

g) O deosebită precauție este necesară la introducerea de mărimi noi pe cale de definiții arbitrare. Și aici este indispensabil a ne interesa de corelația între acele definiții și realitatea fizică.

h) Considerăm necesar ca adoptarea oricărei metode de calcul sau de definiții noi să se preocupe de principiul conservării, care reprezintă unul din principiile fizice de bază ale electrotehnicii. Pe acest principiu este de altfel bazată metoda separației puterilor, pe care am introdus-o prin intermediul *puterii deformante*.

i) Este necesară multă precauție la folosirea diverșilor operatori în metodele de calcul simbolic. În special această precauție se impune asupra operatorilor j, a.

Această precauție este în legătură cu faptul că într-un regim sinusoidal, calculul simbolic se aplică la vectori într-un același plan, pe cînd în regim nesinusoidal, la vectori situați într-un spațiu euclidian multisinusoidal.

În anumite cazuri particulare, folosirea în nesinusoidal numai a unui singur operator j poate să ne conducă la rezultate valabile, dar aceasta nu este situația generală în acest regim.

*) p. 70.

j) Noțiunea de pulsație ω, de o utilizare atît de răspîndită în regim sinusoidal, nu are o corespondență simplă în nesinusoidal. Nu putem concepe, așa cum se admite uneori, că pulsația unui regim nesinusoidal ar fi pur și simplu aceea a undei fundamentale. Ar fi un punct de vedere arbitrar, lipsit de bază fizică.

Pulsația este o mărime inerentă regimului sinusoidal.

În nesinusoidal nu putem vorbi corect decît de pulsațiile fiecărei unde sinusoidale în parte.

Acest punct de vedere se extinde și asupra mărimilor de reactanță, impedanță etc., în sisteme cu parametri constanți.

În schimb, în anumite împrejurări, se poate introduce în nesinusoidal noțiunea ω', pulsația medie ponderată, în raport cu energiile transmise mediului electromagnetic, de fiecare undă sinusoidală în parte.

k) Teoria fenomenelor deformante, și în special mărimea de putere deformantă, a putut fi folosită la studiul anumitor aparate deformante (redresori etc.), cît și la localizarea fenomenelor deformante, la studiul importanței lor etc.

l) În general, tehnica regimului nesinusoidal ne oferă mijloace de calcul și studii a fenomenelor respective. Nu putem însă spune că dispunem deocamdată de o metodă generală unică, capabilă de a rezolva orice problemă s-ar pune într-un astfel de regim.

Vom folosi, după cazuri, descompunerea în serie Fourier, metoda analitică, teoria fenomenelor deformante, metoda separației puterilor, metoda suprapunerii efectelor, metoda vectorială - geometrică, într-un spațiu multidimensional și altele.

Știința se găsește aici într-un domeniu, care are încă înaintea sa un important cîmp de cercetări.

Catedra de electrotehnică II,
Institutul politehnic, Facultatea de energetică, București

МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРИ РЕЖИМЕ НЕСИНУСОИДАЛЬНЫХ ТОКОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Несинусоидальный режим порождает явления более сложные, чем явления, порождаемые синусоидальным режимом, вследствие чего необходимы специальные методы расчета, отличающиеся от тех, которыми пользуются при синусоидальном режиме.

Автор рассматривает принципы этих методов, подчеркивая их особенности и условия их применения на практике.

Несинусоидальным режимом можно иногда пренебречь только в хорошо определенных ограниченных пределах. Метод эквивалентных синусоидов обычно приводит к положению, совершенно не соответствующему физической действительности. Аналитический метод мгновенных значений имеет широкое поле применения в связи с теоремой серии Фурье. Произвольные определения, иногда вводимые в несинусоидальный режим, обычно не имеют физического обоснования. Теория искажающих явлений, введенная автором, основанная на физических свойствах мгновенных значений и, в особенности, на принципе сохранения может служить вообще как метод исследования искажающих явлений и аппаратов, позволяя в тоже время ввести метод отделения мощности в подобном режиме.

Векториальный, геометрический метод может быть распространен и на несинусоидальный режим, но только в многомерном пространстве.

Метод комплексных величин встречает серьезные затруднения в несинусоидальном режиме. Операторы j и a обусловливают в синусоидальном режиме вращения в той же плоскости, чего не бывает в несинусоидальном режиме. Само понятие пульсации имеет гораздо более сложное значение в несинусоидальном режиме.

В заключение автор указывает, что, за неимением общего метода расчета в несинусоидальном режиме, приходится пользоваться наиболее подходящим в каждом случае методом. Исследуемая область представляет собой широкое поле для исследований.

MÉTHODES DE CALCUL DANS LE CAS DES COURANTS NON SINUSOÏDAUX

(RÉSUMÉ)

Le régime non sinusoïdal introduit des phénomènes plus compliqués que ceux provoqués par un régime sinusoïdal. Ceci implique la nécéssité de certaines méthodes spéciales de calcul qui diffèrent de celles utilisées en régime sinusoïdal.

L'Auteur examine les principes de ces différentes méthodes tout en relevant leurs propriétés ainsi que leurs conditions de valabilité dans la pratique.

Il est admissible de négliger quelquefois un régime non sinusoïdal, mais seulement dans des limites restreintes bien définies. La méthode des sinusoïdes équivalentes conduit généralement à des situations discordantes par rapport à la réalité physique. La méthode analytique des valeurs instantanées trouve un important champ d'application avec le théorème des séries de Fourier. Les définitions arbitraires introduites quelquefois en régime non sinusoïdal, généralement n'ont pas de base physique. La théorie des phénomènes déformants, introduite par l'Auteur, théorie basée sur les propriétés physiques des grandeurs instantanées et spécialement sur le principe de la conservation, peut généralement servir de méthode d'investigation des phénomènes et des appareils déformants, tout en permettant l'introduction de la méthode de la séparation des puissances dans un pareil régime.

La méthode vectorielle géométrique peut être appliquée en non sinusoïdal, mais seulement dans un espace à plusieurs dimensions.

La méthode des grandeurs complexes rencontre de sérieuses difficultés en régime non sinusoïdal. Les opérateurs j et a produisent en sinusoïdal des rotations dans un même plan, ce qui n'est pas le cas pour un régime non sinusoïdal. Même la notion de pulsation a une correspondance beaucoup plus compliquée en non sinusoïdal.

En conclusion, l'Auteur montre que, faute d'une méthode générale de calcul en non sinusoïdal, on utilisera, suivant les cas, la méthode la plus convenable. Cette situation offre encore un vaste champ de recherches.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Budeanu, *Asupra formei de undă a mașinilor electrice.* Studii și cercetări de energetică, t. II, 1952, p. 17.
2. E. Arnold, *Die Wechselstromtechnik.* Ed. J. Springer, Berlin, 1910, vol. I, cap. III.
3. C. Budeanu, *Puissances réactives et fictives*, în Colecția Comité d'études pour l'amélioration du facteur de puissance. Institutul romîn de energie, București, 1928.
4. — *Les differentes opinions et conceptions concernant la notion de puissance réactive en régime quelconque*, în Comité d'études pour l'amélioration du facteur de puissance. Institutul romîn de energie, București, 1928, nr. 2.
5. — *Quelques considérations sur le rôle physique des puissances instantanées.* Bul. Școalei politehnice, București, 1928, nr. 1.
6. — *Quelques considérations sur les espaces supérieurs.* Bul. Școalei politehnice, București, 1935, nr. 1, 2, 3.
7. C. A. Crug, *Bazele electrotehnice.* Ed. energetică de stat, București, 1953, vol. II.
8. M. A. Perekalin, Elektriceskie țepi. Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1950.
9. A. Fränkel, *Theorie der Wechselstr me.* Ed. J. Springer, Berlin, 1930, ed. III.
10. A. Blondel, *Courants alternatifs.* Ed. J. B. Baillére et Fils, Paris, 1933.
11. A. Mauduit, *Machines Electriques.* Ed. Dunod, Paris, 1931, vol. III.
12. A. Glaser u. K. Müller-Lubeck, *Theorie der Stromrichter.* Ed. J. Springer, Berlin, 1935.
13. C. Budeanu, *Asupra compensării și localizării fenomenelor deformante într-o rețea electrică.* Revista Universității « C. I. Parhon » și a Politehnicii București, 1952, nr. 1.
14. — *Sur le fonctionnement d'un appareil déformant.* C.R. de l'Académie des Sciences, Paris, 1934, t. 199, p. 1 598.
15. — *Sur le transfert des phénomènes déformants.* C.R. de l'Académie des Sciences, Paris, 1936, t. 202, p. 295.
16. — *Aspecte tehnice ale fenomenelor reactive și deformante.* Electricitatea, 1951, nr. 2 și 3.
17. — *Sur les phénomènes déformants dans une instalations à haute tension.* Rapports à la Conférence des Grands Réseaux électriques, 1937. nr. 320 și 1935, nr. 264.
18. — *Quelques confirmations expérimentales de la Theorie des phénomènes déformants.* Memoriu, Academia Romînă, t. XIV, nr. 13, 1939.
19. G. E. Puhov, *Teoria moscinosti sistemi periodiceskih mnogofaznîh tokov.* Elektricestvo, 1953, nr. 2, p. 56.
20. C. Budeanu și I. S. Antoniu, *Asupra problemelor măsurărilor de puteri și energii electrice în regim deformant.* Electricitatea, nr. 1, 1951.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

ELECTROTEHNICĂ

FUNCŢIONAREA WATTMETRELOR ELECTRODINAMICE ÎN REGIM DEFORMANT *)

DE

ION S. ANTONIU

1. Măsurarea puterii în curent alternativ se face aproape exclusiv cu ajutorul wattmetrelor electrodinamice. Wattmetrele de inducţie, care erau mult utilizate acum cîteva decenii, în special ca aparate de tablou, nu mai sînt utilizate, deoarece, în afară de o consumaţie mult mai mare decît aceea a aparatelor electrodinamice, mai au marele defect că indicaţia lor depinde şi de frecvenţa reţelei [1] [1]). Wattmetrele electromagnetice, electrostatice şi termice au o utilizare în practică extrem de rară. În consecinţă, studiul ce urmează se referă numai la wattmetrele electrodinamice; asupra aparatelor de inducţie, care au o mare importanţă în măsurarea energiei electrice în curent alternativ, se va reveni într-o Notă următoare.

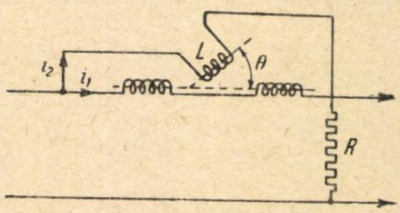


Fig. 1. — Schema de principiu a unui wattmetru electrodinamic.

2. Ecuaţia de funcţionare a unui wattmetru electrodinamic, a cărui schemă de principiu se vede în figura 1, este dată de relaţia

$$\theta = \frac{A}{T}\int_0^T i_1 i_2 \, dt, \tag{1}$$

în care A reprezintă constanta aparatului, care este de forma

$$A = \frac{1}{\lambda}\frac{dM}{d\theta} = \varphi'(\theta), \tag{2}$$

M fiind inductanţa mutuală dintre cele două bobine, iar i_1 şi i_2 valorile instantanee ale curenţilor ce străbat cele două înfăşurări ale wattmetrului. Curentul i_1

*) Comunicare făcută în Sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic, Bucureşti, din 28 şi 29 noiembrie 1954.

[1]) p. 17.

este egal sau proporțional cu curentul principal din instalație, iar i_2 este proporțional cu tensiunea rețelei,

$$i_2 = \frac{u}{Z} \tag{3}$$

în care u este valoarea instantanee a tensiunii și Z impedanța proprie a aparatului.

Aplicînd aparatului curentul și tensiunea

$$i = I\sqrt{2}\sin(\omega t - \varphi)$$

$$u = U\sqrt{2}\sin\omega t,$$

indicațiile sale vor fi proporționale cu puterea activă din circuit

$$P = UI\cos\varphi. \tag{4}$$

Dacă însă se aplică tensiunea și curentul nesinusoidali

$$u = \sum_{k=0}^{\infty} U_k\sqrt{2}\sin(k\omega t - \alpha_k), \tag{5}$$

$$i = \sum_{k=0}^{\infty} I_k\sqrt{2}\sin(k\omega t - \beta_k), \tag{6}$$

aparatul nu mai dă o indicație proporțională cu puterea activă din circuit

$$P = \sum_{k=0}^{\infty} U_k I_k\cos\varphi_k, \tag{7}$$

în care s-a notat

$$\varphi_k = \beta_k - \alpha_k, \tag{8}$$

ci mai mică decît aceasta. În adevăr, aplicînd principiul suprapunerii efectelor, se poate spune că cuplul activ aplicat wattmetrului provine din suprapunerea cuplurilor active produse de fiecare pereche de armonice în parte. Astfel, pentru armonicele de ordinul k, asupra aparatului ar trebui să acționeze un cuplu proporțional cu puterea dată de aceste armonice

$$P_k = U_k I_k\cos\varphi_k,$$

în realitate însă, curentul i_2, care străbate bobina mobilă a wattmetrului și care este proporțional cu tensiunea U_k, este mai mic decît cel normal, deoarece impedanța circuitului de tensiune a crescut din cauza frecvenței corespunzătoare, ea fiind

$$Z_k = \sqrt{R^2 + L^2k^2\omega^2},$$

R și L sînt rezistența și inductanța circuitului de tensiune.

Rezultă, deci, că puterea fiecărui grup de armonice contribuie la formarea cuplului activ total cu cantități mai mici, decît cantitățile cu care contribuie la formarea puterii totale din circuit, dată de relația (7).

Acest fapt se poate arăta și în alt mod. Pornind de la relația (3), se vede ușor că valoarea curentului în bobina de tensiune este mai mică în cazul unui regim deformant, deoarece impedanța aparentă a circuitului de tensiune este mai

mare în acest caz decît în regimul sinusoidal. În adevăr, impedanța circuitului de tensiune în regim sinusoidal este

$$Z = \sqrt{R^2 + L^2\omega^2},$$

ar în regimul deformant [2] [1]) ea este

$$Z' = \sqrt{\frac{\sum_{k=1}^{\infty} U_k^2}{\sum_{k=1}^{\infty} \frac{U_k^2}{R^2 + L^2k^2\omega^2}}} = \gamma Z,$$

în care

$$\gamma = \sqrt{\frac{\sum_{k=1}^{\infty} U_k^2}{U_1^2 + \sum_{k=2}^{\infty} \frac{R^2 + L^2\omega^2}{R^2 + L^2k^2\omega^2} U^2{}_k}} > 1.$$

Rezultă dar că, în regim deformant impedanța circuitului de tensiune este mai mare decît impedanța corespunzătoare în regim sinusoidal. În consecință, curentul ce străbate bobina de tensiune este mai mic și wattmetrul va indica în *minus*, chiar dacă valorile eficace ale tensiunii și curentului sînt aceleași în cele două regimuri de funcționare, sinusoidal și deformant.

În concluzie deci, impedanța proprie a bobinei de tensiune a wattmetrului este o cauză de eroare sistematică la utilizarea acestui aparat în regim deformant, sensul acestei erori fiind întotdeauna în minus.

3. Cuplul activ al wattmetrului fiind proporțional cu puterea activă din circuit și aplicînd din nou principiul suprapunerii efectelor, rezultă că cuplul activ total provine din suprapunerea cuplurilor active proporționale cu puterile produse de fiecare pereche de armonice în parte. Vom avea deci

$$M_a = \sum_{k=0}^{\infty} M_{ak} = \sum_{k=0}^{\infty} A_k U_k I_k \cos \varphi_k, \tag{9}$$

în care A_k este factorul de proporționalitate corespunzător armonicei de ordinul k. Fiecare dintre momentele componente

$$M_k = A_k U_k I_k \cos \varphi_k \tag{10}$$

depinde de factorul cos φ_k și deci de unghiul φ_k definit de relația (8). Or, acest unghi poate avea orice valoare între zero și 360°. Rezultă dar că aceste cupluri pot fi atît cupluri active, cînd cos $\varphi_k \geqslant 0$, dar pot fi și cupluri de frînare, cînd cos $\varphi_k < 0$. Din cauza construcției mecanice a aparatului (resoarte antagoniste etc.) cuplurile de frînare ce apar în cuplul activ total pot acționa cu totul diferit asupra aparatului decît cuplurile active, putînd da astfel o nouă cauză de eroare sistematică a wattmetrului la funcționarea sa într-un regim deformant. Sensul acestei erori nu poate fi determinat *a priori* și urmează a fi determinat pe cale experimen-

[1]) p. 264.

tală. Conjugat cu cauza de eroare examinată în paragraful precedent, datorită reactanței bobinei de tensiune, se poate preciza că eroarea rezultantă va fi amplificată și deci din aceste două cauze, aparatul va indica întotdeauna în minus.

4. Din cauza reactanței bobinei de tensiune, curentul i_2 care străbate această bobină nu mai este în fază cu tensiunea rețelei, ci în urma acesteia cu un unghi ψ definit, în regim sinusoidal, de relația

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{L\omega}{R}. \tag{11}$$

În general, acest unghi se scade din unghiul de defazaj dintre curent și tensiune astfel că, în primă aproximație, din cauza defazajului intern al wattmetrului, aparatul va indica o putere *mai mare* decît puterea adevărată din circuit.

Ținînd seama de defazajul intern al wattmetrului, puterea indicată de wattmetru în funcție de puterea adevărată din circuit este dată de relația [3] [1])

$$P_m = \frac{1 + \operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \psi}{1 + \operatorname{tg}^2 \psi} P_a, \tag{12}$$

în care diversele mărimi au semnificațiile și definițiile cunoscute.

Eroarea de măsură este dată de relația

$$\frac{P_m - P_a}{P_a} = \frac{\sin(\varphi - \psi) \sin \psi}{\cos \varphi}. \tag{13}$$

Această eroare este pozitivă dacă sînt îndeplinite simultan următoarele condiții:

$$\varphi > \psi, \tag{14}$$

$$-\frac{\pi}{2} < \varphi < \frac{\pi}{2}, \tag{15}$$

$$0 < \psi < \pi; \tag{16}$$

dacă una din aceste condiții nu este îndeplinită, atunci eroarea wattmetrului este negativă. În regimul sinusoidal inductiv, aceste condiții sînt în general satisfăcute. În regimul sinusoidal capacitiv

$$\varphi < 0$$

și deci eroarea wattmetrului va fi negativă.

În regimul deformant defazajul intern al wattmetrului este mult mai mare decît în regimul sinusoidal. În adevăr, în acest caz inductanța aparentă a circuitului de tensiune este [4] [2])

$$X' = X\lambda = \lambda L\omega,$$

în care

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sum_1^\infty U_k^2}{\sum_1^\infty \left(\frac{U_k}{k}\right)^2}} > 1.$$

[1]) p. 264.
[2]) problema 8.18.

Defazajul intern al wattmetrului în regimul deformant este dat de relația

$$\operatorname{tg} \psi' = \frac{\lambda L \omega}{R}, \tag{17}$$

care este mai mare decît în regimul sinusoidal.

Rezultă de aici că și eroarea datorită defazajului intern al wattmetrului va fi mai mare, ea putînd fi negativă dacă

$$\psi' > \varphi,$$

chiar într-un circuit inductiv.

Pentru suprimarea erorii datorite reactanței bobinei de tensiune, se folosește un montaj de compensare, care constă în a lega, în paralel cu bobina mobilă a wattmetrului, o impedanță avînd aceeași rezistență cu rezistența bobinei mobile și egală cu rezistența adițională (fig. 2).

În regimul sinusoidal, reactanța acestei impedanțe se calculează astfel, încît să se anuleze defazajul dintre curentul i_1, care străbate bobina mobilă a wattmetrului și tensiunea U la bornele utilizării. Valoarea L_2 a inductanței de compensare este dată de relația [5] [1])

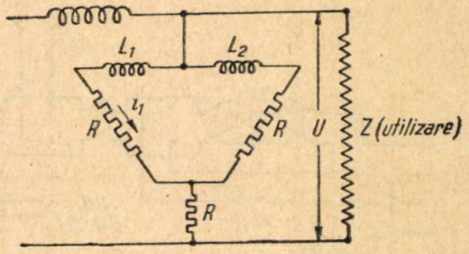


Fig. 2. — Schema de montaj a dispozitivului de compensare a wattmetrelor.

$$L_2 = \frac{R^2 + R\sqrt{R^2 - 8L_1^2\omega^2}}{2L\omega^2}. \tag{18}$$

Factorul de corecție nu mai depinde astfel de circuitul de utilizare, el depinde însă de frecvență.

Aparatul astfel compensat nu poate fi folosit nici în regimul sinusoidal, decît în rețele a căror frecvență corespunde frecvenței la care s-a calculat compensarea; mai mult, aparatul nu va da indicații precise, decît în cazul cînd frecvența rețelei va fi riguros constantă.

Este ușor de văzut că un asemenea aparat nu va putea fi utilizat într-un regim deformant, din cauza erorilor suplimentare pe care le va da.

5. O altă cauză de eroare poate proveni din inducția mutuală dintre bobinele fixă și mobilă a aparatului. În regimul sinusoidal, în general acțiunea circuitului derivație (a bobinei mobile) asupra circuitului serie (a bobinei fixe) $M\frac{di}{dt}$ este neglijabilă, curentul produs de această forță electromotoare fiind cu totul neglijabil față de curentul principal.

Dimpotrivă, acțiunea circuitului bobinei serie asupra bobinei derivație nu mai poate fi neglijată, din motive inverse precedentelor. La wattmetrele cu citire directă această forță electromotoare de inducție este de circa 2 V, o valoare destul, de ridicată.

[1]) p. 456.

Totuşi eroarea ce rezultă este foarte mică. Într-adevăr, forţa electromotoare indusă în bobina mobilă, $M\frac{dI}{dt}$, este în cuadratură cu curentul circulînd prin această bobină şi în consecinţă, va da naştere la un circuit aproape în cuadratură cu acesta, diferind cu unghiul ψ definit de relaţia (11). Cuplul mediu rezultînd din acţiunea acestor doi curenţi este deci aproape nul. Trebuie însă observat că valoarea forţei electromotoare de inducţie şi aceea a unghiului ψ sînt amîndouă funcţii directe de frecvenţa reţelei.

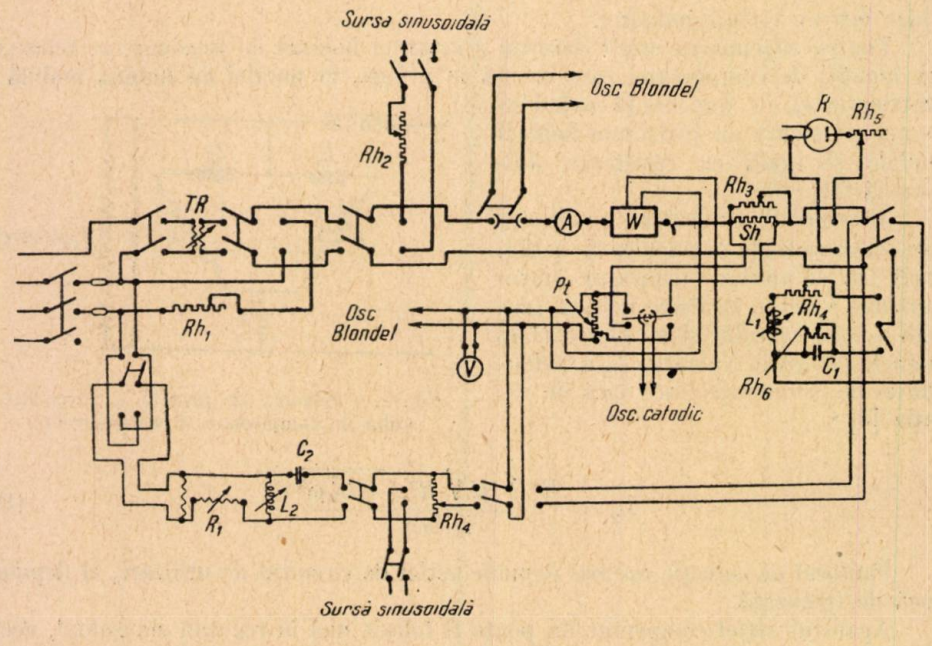


Fig. 3. — Schema de montaj pentru efectuarea încercărilor.

TR = transformator — regulator; A = ampermetrul termic; V = voltmetrul termic; W = wattmetrele de verificat; R = lampa redresoare; RI = regulator de inducţie; L_1L_2 = inductanţe cu fier variabil; C_1C_2 = condensatoare; Sh = şunt pentru oscilograful catodic; Rh_1 la Rh_6 = reostate de reglaj; Pt = potenţiometru pentru oscilograful catodic.

În regimul deformant situaţia se schimbă, diferitele armonice putînd produce forţe electromotoare de inducţie, a căror mărime depinde direct de ordinul armonicei respective şi să apară astfel cupluri care să nu mai fie neglijabile. Sensul erorii respective nu se poate determina *a priori*, din cauză că nu se poate cunoaşte defazajul dintre diversele armonice ale acestor forţe electromotoare şi curenţii corespunzători din bobina mobilă. Ţinînd seama de faptul că forţa electromotoare este defazată în *urma* tensiunii aplicate bobinei mobile, este foarte probabil ca eroarea wattmetrului, datorită acestui fenomen, să fie în general în minus.

6. Pentru verificarea rezultatelor teoretice obţinute mai sus, au fost întreprinse o serie de cercetări experimentale, pentru a vedea îndeaproape modul de funcţionare a wattmetrelor electrodinamice în regimuri deformante cît mai variate şi pentru a găsi o corelaţie între eroarea dată de wattmetru şi regimul deformant corespunzător. S-a căutat de asemenea să se vadă limitele atinse de erorile supli-

mentare ale aparatelor, în raport cu gradul de deformație al regimului considerat și dacă aceste erori rămîn între limitele erorilor admisibile ale clasei de precizie respective.

Pentru efectuarea acestui studiu, s-a stabilit un circuit cuprinzînd ca aparate deformante bobine cu miez de fier saturat, o lampă redresoare tip Tungar și condensatoare (fig. 3). În acest circuit au fost legate aparatele de măsură care trebuiau

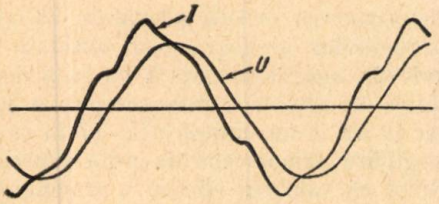


Fig. 4. — Oscilogramele de tensiune și curent la încercarea 3.

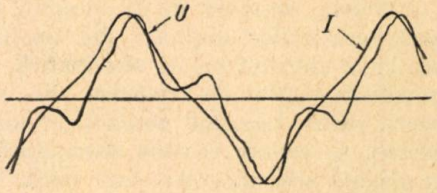


Fig. 5. — Oscilogramele de tensiune și curent la încercarea 9.

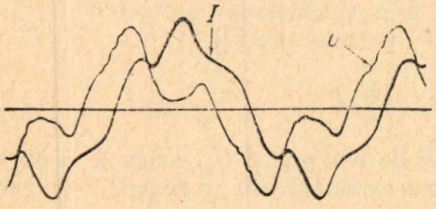


Fig. 6. — Oscilogramele de tensiune și curent la încercarea 10.

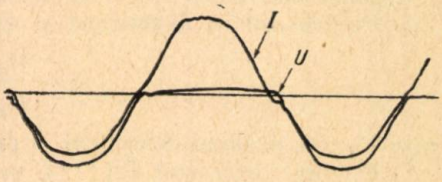


Fig. 7. — Oscilogramele de tensiune și curent la încercarea 12.

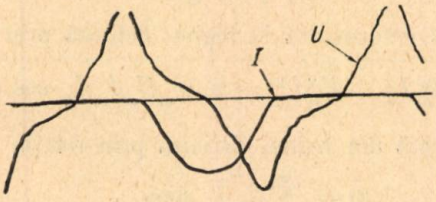


Fig. 8. — Oscilogramele de tensiune și curent la încercarea 14.

studiate; ca aparate de comparație au fost utilizate aparate termice, un ampermetru și un voltmetru, ambele aparate cu fir cald, și un oscilograf Blondel (cu bucle). Pentru controlul formei curbelor regimului deformant a fost instalat, în paralel cu oscilograful Blondel, un osciloscop catodic.

Regimul deformant de curent a fost obținut fie cu o supapă electronică, fie cu inductanțe de fier. Pentru a deforma unda de tensiune s-a efectuat un montaj special, folosind un regulator de inducție cu miez de fier și cu un condensator. În figurile 4, 5, 6, 7 și 8 sînt date unele din aceste unde de curent și de tensiune obținute, iar în anexă sînt date rezultatele analizei armonice efectuate asupra tuturor curbelor de tensiune și curent care au servit la studiul acestor wattmetre.

Analiza armonică a oscilogramelor a fost făcută prin metoda Thomson-Runge a ordonatelor echidistante cu ajutorul cartoanelor ajurate [6].

Din analiza armonică s-a calculat puterea adevărată P_a, cu ajutorul relației (7). S-a dedus apoi eroarea aparatelor studiate în raport cu această putere, prin relația

$$\varepsilon\,\% = \frac{P_m - P_a}{P_a} \times 100 \ ,$$

în care P_m este indicația aparatului studiat.

Trebuie observat de la început, că determinarea puterii adevărate cu ajutorul rezultatelor obținute din analiza armonicelor oscilogramelor obținute se face cu o anumită eroare sistematică. În adevăr, analiza armonică nu redă decît un număr limitat de armonice, din infinitatea de armonice care compun o asemenea curbă. Limitînd numărul armonicelor la un ordin oarecare (la 17 în cazul nostru), se comite eroarea sistematică a neglijării armonicelor de ordin superior. În general această eroare este mică, dat fiind că valoarea eficace a armonicelor superioare armonicei 17 este în general foarte mică. O măsurătoare exactă nu se poate face decît utilizînd un wattmetru termic cu fir cald [7] *); aceasta nu s-a putut face însă, din lipsa unui asemenea aparat.

Regimul deformant este caracterizat prin următoarele elemente:

a) Coeficientul de distorsiune al curbei de tensiune [2] **)

$$\delta_T = \frac{U_d}{U_{ef}} \times 100 \ , \tag{19}$$

în care U_d este reziduul deformant al undei de tensiune și U_{ef} valoarea sa eficace.

b) Factorul deformant [2] ***), pentru caracterizarea regimului de puteri

$$\mathfrak{T} = \frac{D}{\sqrt{P^2 + Q^2}} \ , \tag{20}$$

în care D este puterea deformantă în regim, definită prin relația

$$D = \sqrt{\sum_{m,n}\left[U_m^2 I_n^2 + U_n^2 I_m^2 - 2\ U_m U_n I_m I_n \cos\left(\varphi_m - \varphi_n\right)\right]} \ ,$$

și Q este puterea reactivă din regim, definită prin relația

$$Q = \sum_{k=1}^{\infty} U_k I_k \sin\varphi_k \ ,$$

φ_k fiind definit de relația (8).

Erorile obținute au fost puse în diagramă, în funcție de factorul deformant.

Au fost efectuate încercări asupra a trei wattmetre electrodinamice diferite și anume:

a) Wattmetru electrodinamic, de tip laborator, clasa 0,5, construit de firma « Siemens și Halske » din Berlin, nr. 21 SMCR.

b) Watmetru electrodinamic, de tip laborator, sistem Meylan d'Arsonval, clasa 0,2, construit de « Cie pour la Fabrication des Compteurs et du Matériel à Gaz », nr. 510032.

---

*) p. 14. În această lucrare nu s-a studiat funcționarea aparatelor termice construite pe alt principiu, de exemplu termo-cuplu, astfel că nu putem face nici un fel de apreciere asupra funcționării acestui fel de aparate în regimul deformant. De altfel nici în literatura cunoscută nu există vreun studiu în această privință.

**) p. 230.

***) p. 242.

c) Wattmetru electrodinamic de precizie, clasa 0,2, construit de firma AEG Berlin, nr. 1764138.

Rezultatele încercărilor sînt date în tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

Încercarea wattmetrelor electrodinamice

Nr. crt.	Wattmetrul	Factor deformant σ %	Coeficient de distorsiune a tensiunii δ_T %	Puterea		Eroarea		Regimul reactiv
				Reală P_a W	Indicată P_m W	Determinată ε_n %	Raportată ε %	
1	a	95,30	13,94	259,84	279,00	+ 7,37	+ 3,43	inductiv
2	a	67,01	11,33	269,10	290,00	+ 7,77	+ 3,76	inductiv
3	b	12,05	3,19	431,95	430,00	− 0,45	− 0,32	capacitiv
4	b	15,00	5,20	338,91	312,50	− 7,79	− 4,06	inductiv
5	b	14,47	15,55	95,62	102,50	+ 7,20	+ 1,23	capacitiv
6	b	22,43	21,51	117,12	115,00	− 1,81	− 0,35	inductiv
7	b	44,40	38,28	62,27	52,50	−15,69	− 1,37	inductiv
8	b	41,62	38,99	282,58	272,50	− 3,57	− 1,62	capacitiv
9	b	31,16	44,84	415,86	410,00	− 1,42	− 0,97	capacitiv
10	b	58,58	45,40	182,49	182,50	+ 0,01	+ 0,00	inductiv
11	b	7,72	1,96	305,61	405,00	+32,52	+21,95	capacitiv
12	b	87,01	5,62	412,19	350,00	−15,09	− 8,80	inductiv
13	b	102,80	13,81	105,67	80,00	−24,29	− 3,24	capacitiv
14	b	110,42	34,18	104,98	75,00	−28,56	− 3,57	capacitiv
15	c	19,40	3,70	455,15	432,00	− 5,09	− 3,66	inductiv
16	c	32,68	3,87	501,48	490,00	− 2,29	− 1,87	capacitiv
17	c	99,99	4,13	429,93	405,00	− 5,80	− 3,92	inductiv

În acest tablou, pentru a vedea ordinul de mărime al erorii pe care o acuză aparatele și pentru ca aceste erori să fie comparabile, ele au fost recalculate pentru capătul scării cu relația

$$\varepsilon = \frac{\theta_n}{\theta}\varepsilon_n,$$

în care ε reprezintă eroarea la diviziunea θ a extremității scării, iar ε_n reprezintă eroarea la diviziunea θ_n corespunzătoare indicației wattmetrului la punctul corespunzător.

Pentru a se putea vedea mai bine care este influența regimului deformant asupra funcționării wattmetrelor, s-a reprezentat în diagrama din figura 9 relația dintre eroarea wattmetrelor, raportate la valoarea finală a scării, și factorul deformant al regimului.

Examinînd această diagramă rezultă următoarele:

a) Erorile de măsură sînt tot timpul mai mari (în valoare absolută) decît eroarea admisibilă maximă a clasei aparatului. Aceste erori sînt, în majoritatea lor, negative, ceea ce confirmă prevederile teoretice. Valoarea medie a acestor erori (în valoare absolută) este de 2,56 % în cazul regimului reactiv inductiv și de 1,83 % în cazul regimului capacitiv *). Față de clasa aparatelor încercate, aceste erori sînt foarte mari.

*) În calculul mediei s-au lăsat deoparte punctele corespunzătoare încercărilor 11 și 12 care par puncte singulare. Cu aceste valori, mediile corespunzătoare ar fi 3,26 % în cazul regimului inductiv și 4,35 % în cazul regimului capacitiv. Aceste rezultate însă ni se par necorespunzătoare realității.

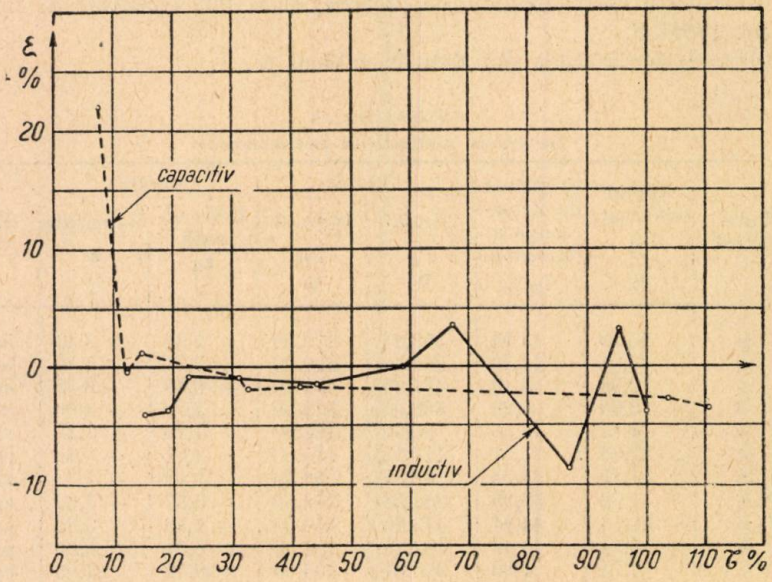


Fig. 9. — Curbele $\varepsilon = f(\tau)$ pentru wattmetre.

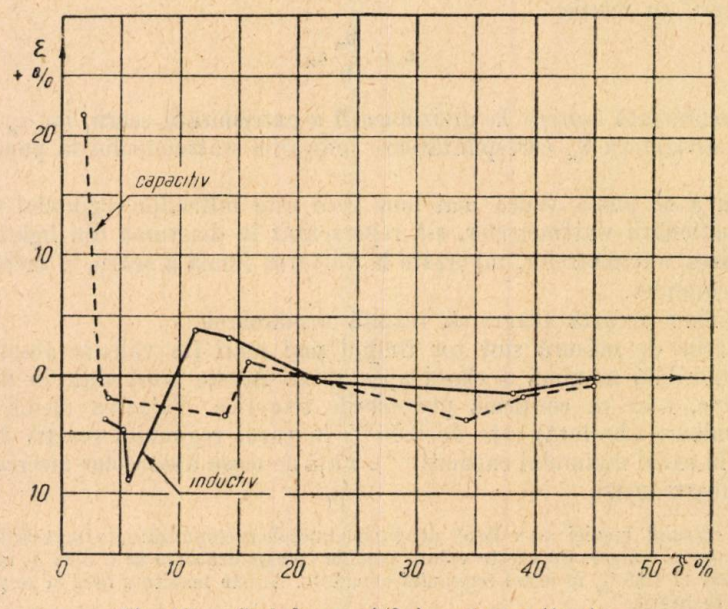


Fig. 10. — Curbele $\varepsilon = f(\delta_T)$ pentru wattmetre.

b) Nu se poate stabili o lege care să dea variația erorii în funcție de factorul deformant al regimului. Aceasta poate proveni, în primul rînd, din faptul că numărul determinărilor efectuate nu este suficient, cu toate că este destul de mare.

O altă cauză a faptului că nu se poate găsi legea de variație a erorii în funcție de factorul deformant, se poate datora și faptului că în această situație factorul deformant nu caracterizează suficient de bine regimul deformant corespunzător. În adevăr, este posibil a se crea două regimuri deformante identice, dar care să fie unul inductiv și celălalt capacitiv. În aceste condiții, expresia (20) dă aceeași valoare pentru factorul deformant, deși regimurile sînt diferite și deci și funcționarea wattmetrelor diferită.

De altfel, factorul deformant a fost definit pentru a caracteriza regimul deformant dintr-un sistem energetic oarecare, tot așa cum factorul reactiv a fost definit pentru a caracteriza regimul reactiv corespunzător. Acești doi factori definesc foarte bine împreună factorul de putere al sistemului, scoțînd în evidență caracterul acestuia.

Este necesar deci a se căuta un alt criteriu de caracterizare a unui regim deformant, mai obiectiv, ceea ce, în stadiul actual al cunoștințelor noastre asupra regimului deformant, pare a nu putea fi găsit. Sînt necesare deci cercetări susținute în această direcție, cu un aparataj adecvat, care să permită variația voită a compoziției undelor nesinusoidale ale regimului, atît în ceea ce privește amplitudinea armonicelor, cît și defazajul lor relativ.

c) S-a văzut la începutul acestui studiu că forma curbei de tensiune poate avea o influență destul de mare asupra funcționării unui wattmetru, prin aceea că impedanța circuitului de tensiune este diferită în regim deformant de aceea din regimul sinusoidal.

Am căutat să vedem, dacă nu poate fi caracterizată funcționarea wattmetrului în regimul deformant, cu ajutorul coeficientului de distorsiune al curbei de tensiune. În acest scop am construit curbele $\varepsilon = f(\delta_T)$, atît pentru regimul reactiv inductiv, cît și pentru cel capacitiv (fig. 10).

Nici aceste curbe nu sînt concludente și nu permit scoaterea legii căutate.

Se desprinde însă o constatare generală, că funcționarea wattmetrelor într-un regim deformant este foarte complexă și o analiză amănunțită, atît experimentală, cît și teoretică, este foarte dificilă.

7. Deși cercetările experimentale efectuate pînă acum nu sînt suficiente, din rezultatele obținute se pot trage unele concluzii, care să concretizeze acest aspect al problemei din punct de vedere practic.

a) Prezența unui regim deformant influențează condițiile de funcționare și deci precizia wattmetrelor electrodinamice.

b) Erorile suplimentare datorite regimului deformant pot atinge în practică valori negative destul de mari în cazul regimurilor reactive inductive. Ținînd seama de considerațiile teoretice făcute, aceste erori pot deveni pozitive în cazul regimurilor reactive capacitive; experiența confirmă în parte aceste concluzii.

Aceste situații sînt teoretic explicabile prin faptul că erorile acestor aparate se datoresc în primul rînd reactanței circuitului de tensiune al aparatului, care este diferită în regim deformant de aceea a regimului sinusoidal, fiind mai mare într-un regim reactiv inductiv și mai mică într-unul capacitiv.

c) Rezultatele experimentale obținute pînă acum n-au permis stabilirea unei relații matematice între eroarea wattmetrului și regimul deformat cores-

punzător. Aceasta se datoreste faptului că eroarea este influenţată de importanţa şi ordinul armonicilor care produc regimul deformant respectiv, precum şi de poziţia relativă a diverselor armonice de tensiune şi curent.

d) Aparatele termice cu fir cald sînt singurele a căror funcţionare nu este influenţată de regimul deformant. Nu există încă o experienţă în ceea ce priveşte funcţionarea în regim deformant a aparatelor termice cu termo-cuplu sau electrostatice. Sînt necesare studii în această privinţă, iar constructorii de aparate vor trebui să studieze posibilitatea realizării de wattmetre cu fir cald sau cu termocuplu, de mare precizie, destinate în special studiului problemelor în regim deformant.

e) O etalonare de aparate de măsură destinate a funcţiona într-un regim deformant în raport cu un wattmetru electrodinamic etalonat în regim sinusoidal este periculoasă. Este necesar a se stabili în prealabil regimul de erori al aparatului etalon însuşi, în condiţiile regimului deformant respectiv.

g) În general, atunci cînd este vorba de o funcţionare normală a unui wattmetru într-un regim deformant oarecare, să se regleze funcţionarea şi etalonarea acestuia într-un regim cît mai asemănător posibil cu acela care corespunde situaţiei normale de funcţionare. Acesta este, spre exemplu, cazul wattmetrelor destinate să funcţioneze în circuitul de alimentare a transformatoarelor mutatoarelor.

h) Este necesar ca aceste studii să fie continuate, pentru a se putea obţine un număr cît mai mare de observaţii, care să conducă la rezultate mai concludente. În felul acesta va fi posibilă găsirea legii de variaţie a erorii, în raport cu regimul deformant de funcţionare.

i) Creşterea necontenită a importanţei regimurilor deformante în marile reţele de transmitere şi distribuire a energiei electrice necesită o cît mai bună cunoaştere a funcţionării aparatelor de măsură în asemenea regimuri şi în special construirea de aparate noi sau găsirea de metode de etalonare a aparatelor existente, pentru ca erorile ce se fac în determinarea puterii să fie cît mai mici şi compatibile cu siguranţa exploatării.

Catedra de electrotehnică II, Institutul politehnic, Facultatea de energetică, Bucureşti

ФУНКЦИОНИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ ВАТТМЕТРОВ ПРИ ИСКАЖАЮЩЕМ РЕЖИМЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В современных сетях искажающий режим приобретает все большее значение, которое возрастает с протяженностью сети и является причиной целого ряда нарушений в работе отдельных ее элементов.

Автор исследует влияние искажающего режима на работу измерительных приборов, рассматривая особенно электродинамические ваттметры.

Из проведенных теоретических и экспериментальных исследований вытекает следующее: погрешность показаний электродинамических ваттметров может при работе в искажающем режиме на много превышать допустимую максимальную погрешность.

Автор указывает на необходимость основательного изучения работы электродинамических ваттметров в искажающем режиме и, особенно, на необходимость изготовления новых приборов (типа с теплой нитью) или установления новых методов эталонирования с тем, чтобы ошибки при определении мощности были наименьшими и были допустимы с точки зрения надежности эксплуатации.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема электродинамического ваттметра.
Рис. 2. — Схема сборки компенсирующего приспособления ваттметра.
Рис. 3. — Сборочная схема для производства испытаний: TR — регулировочный трансформатор; A — тепловой амперметр; V — тепловой вольметр; W — контрольные ваттметры; R — выпрямительная лампа; RT — регулятор индукции; L_1, L_2 — индуктивность с переменным сердечником; C_1, C_2 — конденсаторы; Sh — шунт катодного осциллографа; Rh_1 — Rh_6 — регулировочные реостаты; Pt — потенциометр катодного осциллографа.
Рис. 4. — Осциллограммы напряжения и тока при испытании 3.
Рис. 5. — Осциллограммы напряжения и тока при испытании 9.
Рис. 6. — Осциллограммы напряжения и тока при испытании 10.
Рис. 7. — Осциллограммы напряжения и тока при испытании 12.
Рис. 8. — Осциллограммы напряжения и тока при испытании 14.
Рис. 9. — Кривые $\varepsilon = f\,/\mathfrak{G}/$ для ваттметра.
Рис. 10. — Кривые $\varepsilon = f\,/\delta/$ для ваттметра.

LE FONCTIONNEMENT DES WATTMÈTRES ÉLECTRODYNAMIQUES EN RÉGIME DÉFORMANT

(RÉSUMÉ)

Le régime déformant, dont l'importance dans les réseaux modernes est de plus en plus accentuée et augmente avec l'ampleur du réseau, donne naissance à une série de perturbations dans le fonctionnement du réseau même, et surtout dans le fonctionnement des éléments qui le composent.

L'Auteur étudie l'influence que ce régime a sur le fonctionnement des apareils de mesure, en s'occupant surtout des wattmètres électrodynamiques.

De l'étude théorique et expréimentale effectuée, il résulte qu'un wattmètre électrodynamique, fonctionnant en régime déformant, peut donner des indications dont l'erreur dépasse de beaucoup l'erreur maximum admissible.

L'Auteur montre la nécessité de bien connaître le fonctionnement d'un tel appareil en régime déformant et surtout la nécessité de construire de nouveaux appareils (du type à fil chaud) ou de méthodes d'étalonnement des appareils existants pour que les erreurs de détermination de la puissance soient le plus petites possibles et compatibles avec la sûreté du fonctionnement de l'exploitation.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe d'un wattmètre électrodynamique.
Fig. 2. — Schéma de montage du dispositif de compensation des wattmètres.
Fig. 3. — Schéma de montage pour l'exécution des essais. TR = transformateur-régulateur; A = ampèremètre thermique; V = voltmètre thermique; W = wattmètres à vérifier;

ANEXA

Analiza armonică a

Nr. crt.		Armonice și un									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	—	5,24 197°29′	3,98 191°23′	1,07 140°00′	0,66 173°49′	0,47 203°19′	0,50 172°40	0,52 196°22′	0,52 215°15′	0,47 208°39′	0,47 208°33′
2	—	5,76 157°28′	3.57 46°06′	0,16 11°36′	0,42 348°28′	0,71 247°16′	0,15 235°15	0,33 201°39′	0,51 97°35′	0,26 358°11′	0,09 24°49′
3	—	6,95 331°00′	—	0,15 212°56′	—	0,86 163°58′	—	0,38 187°02′	—	0,02 228°19′	—
4	—	7,02 53°53′	—	0,82 2°54′	—	0,27 321°04′	—	0,05 82°28′	—	0,05 56°23′	—
5	—	7,03 97°50′	—	0,07 275°09′	—	0,23 331°42′	—	0,11 182°16′	—	0,01 0°	—
6	—	6,82 102°24′	—	0,06 274°03′	—	0,33 347°44′	—	0,11 197°21′	—	0,02 225°00′	—
7	—	7,04 59°17′	—	0,15 26°53′	—	0,66 207°54′	—	0,27 53°29′	—	0,03 90°	—
8	—	7,02 26°51′	—	0,10 43°39′	—	0,49 265°50′	—	0,13 24°22′	—	0,03 90°	—
9	—	6,66 324°23′	—	1,20 75°16′	—	0,19 169°27′	—	0,07 226°43′	—	0,03 333°14′	—
10	—	6,94 226°35′	—	0,16 207°05′	—	1,20 61°45′	—	0,24 278°40′	—	0,08 350°27′	—
11	—	7,04 131°41′	—	0.20 12°24′	—	0,56 68°21′	—	0,12 247°12′	—	0,11 339°33′	—
12	2,88	3,36 191°42′	2,16 287°14′	0,22 74°57′	0,61 300°13′	0,36 63°45′	0,13 291°45′	0,10 295°05′	0,02 313°20′	0,03 315°00′	0,02 20°04′
13	3,13	4,99 180°40′	2,23 271°12′	0,08 356°32′	0,53 273°25′	0,18 9°33′	0,11 265°53′	0,04 46°24′	0,09 242°53′	0,03 315°00′	0,07 273°05′
14	3,13	4,99 180°40′	2,23 271°12′	0,08 356°32′	0,53 273°25′	0,18 9°33′	0,11 265°53′	0,04 46°24′	0,09 242°53′	0,03 315°00′	0,07 273°05′
15	—	7,07 220°38′	—	1,31 110°54′	—	0,28 293°55′	—	0,15 166°15′	—	0,31 315°	—
16	—	6,73 152°04′	—	0,11 75°36′	—	2,07 106°33′	—	0,32 310°27′	—	0,02 270°	—
17	3,21	5,09 10°15′	2,23 109°25′	0,09 123°44′	0,58 137°57′	0,18 234°32′	0,12 157°02′	0,05 245°06	0,06 181°09′	0,01 270°	0,06 186°51′

nr. 1

curbelor de curent

ghiuri de defazaj								Valoare eficace	Reziduul deformant	Coeficient de distorsiune
11	12	13	14	15	16	17	18	A	A	%
0,53 218°52	0,53 226°11′	0,44 238°34′	0,67 256°46′	0,22 270°05′	0,52 272°12′	0,28 275°46′	0,79 270°	4,82	3,081	63,92
0,27 318°13′	0,22 143°18′	0,12 195°08′	0.15 137°49′	0,16 85°14′	0,15 21°42′	0,13 311°37′	0,06 90°	4,85	2,633	54,29
0,04 5°06′	—	0,22 356°06′	—	0,23 0°07′	—	0,11 333°32′	—	4,99	0,865	17,34
0,02 144°41′	—	0,03 24°49′	—	0,06 66°27′	—	0,03 342°47′	—	4,99	0,509	10,20
0,05 205°47′	—	0,04 100°01′	—	0,01 321°50′	—	0,02 124°32′	—	4,98	0,316	6,35
0,04 349°19′	—	0,04 143°04′	—	0,02 176°14′	—	0,02 108°16′	—	4,83	0,270	5,59
0,14 26°15′	—	0,03 252°01′	—	0,03 46°30′	—	0,06 161°42′	—	4,97	0,527	10,61
0,12 73°26′	—	0,08 120°50′	—	0,09 123°16′	—	0,31 164°51′	—	4,99	0,509	10,20
0,06 281°39′	—	0,01 23°26′	—	0,03 324°11′	—	0,01 315°44′	—	4,78	0,801	16,77
0,12 282°05′	—	0,09 150°49′	—	0,03 250°21′	—	0,09 125°24′	—	4,99	0,904	18,12
0,08 157°59′	—	0,12 184°41′	—	0,11 303°58′	—	0.13 31°23′	—	4,99	0,436	8,73
0,20 105°42′	0,05 310°51′	0,05 279°38′	0,04 295°01′	0,12 290°08′	0,04 61°33′	0,14 83°43′	0,11 90°	4,99	3,246	65,05
0,03 37°26′	0,04 237°02′	0,02 17°42′	0,04 242°38′	0,01 237°16′	0,03 275°46′	0,01 161°34′	0,03 270°	4,99	3,528	70,70
0,03 37°26′	0,04 237°02′	0,02 17°42′	0,04 242°38′	0,01 237°16′	0,03 275°46′	0,01 161°34′	0,03 270°	4,99	3,528	70,70
0,03 163°32′	—	0,07 303°55′	—	0,03 146°47′	—	0,03 10°57′	—	5,09	0,975	19,16
0,10 37°56′	—	0,07 197°29′	—	0,06 116°48′	—	0,08 11°26′	—	4,99	1,499	30,04
0,05 267°11′	0,01 299°44′	0,01 311°38′	0,01 62°14′	0,02 166°09′	0,02 236°32′	0,02 209°45′	0,02 270°	5,09	3,606	70,85

ANEXA nr. 2

Analiza armonică a curbelor de tensiune

Nr. crt.	Armonice și unghiuri de defazaj									Valoarea eficace V	Reziduul deformant V	Coeficient de distorsiune %
	1	3	5	7	9	11	13	15	17			
1	168,90	17,25	7,38	11,92	6,75	4,66	1,76	4,14	4,77	120,62	16,815	13,94
	146°03′	282°54′	200°21′	25°11′	330°47′	45°00′	347°17′	110°32′	10°44′			
2	169,46	9,82	7,71	7,35	3,75	2,58	2,77	1,80	2,70	120,60	13,664	11,33
	101°06′	186°33′	317°56′	76°12′	208°21′	9°14′	194°16′	270°40′	227°00′			
3	143,95	1,11	4,35	1,09	0,30	0,29	0,71	0,08	0,19	101,84	3,253	3,19
	1°24′	239°59′	219°01′	236°05′	0°	230°51′	247°29′	241°42′	140°36′			
4	157,18	4,08	6,42	2,15	0,69	1,76	0,83	0,82	0,54	112,00	5,819	5,20
	1°58′	139°10′	223°26′	272°30′	63°14′	323°16′	350°25′	320°44′	289°44′			
5	168,34	16,43	15,88	5,05	1,25	1,43	0,53	0,47	0,76	120,50	18,734	15,55
	178°20′	326°40′	155°31′	310°42′	45°00′	86°16′	254°17′	21°55′	336°19′			
6	152,20	28,58	16,64	5,24	1,49	0,95	1,31	1,30	0,85	110,20	23,699	21,51
	179°02′	350°05′	165°25′	342°37′	78°34′	61°02′	289°22′	316°28′	298°55′			
7	124,15	49,64	11,73	5,91	2,72	1,38	0,46	0,09	1,35	95,03	36,375	38,28
	336°37′	86°21′	213°37′	16°19′	77°29′	21°01′	88°41′	0°	45°10′			
8	123,75	50,57	11,99	5,39	1,18	2,87	1,19	0,62	1,64	95,03	37,050	38,99
	336°39′	92°27′	224°27′	44°27′	90°	31°33′	140°35′	51°16′	208°44′			
9	120,12	56,09	13,22	9,00	3,53	1,16	1,76	0,59	1,36	95,03	42,607	44,84
	341°02′	75°04′	298°49′	18°03′	318°24′	341°39′	186°16′	166°42′	328°12′			
10	119,34	56,69	12,81	10,45	2,93	2,14	1,81	0,74	2,24	95,03	43,138	45,40
	161°19′	260°21′	117°56′	205°18′	113°56′	133°47′	54°31′	203°02′	21°18′			
11	170,38	2,03	1,49	0,35	0,41	0,25	0,51	0,54	0,70	120,50	2,362	1,96
	181°05′	61°07′	127°01′	125°20′	225°00′	227°34′	291°02′	28°47′	105°18′			
12	154,16	2,95	7,17	2,52	0	1,21	0,42	0,86	1,27	109,18	6,133	5,62
	185°17′	90°	50°58′	86°33′	0°	141°18′	170°57′	90°	84°48′			
13	147,21	13,19	15,23	3,96	0,94	1,83	2,20	0,44	0,30	105,10	14,513	13,81
	253°31′	197°59′	174°07′	116°28′	326°23′	251°48′	163°25′	81°21′	333°13′			
14	139,67	44,94	15,38	7,67	0,89	2,84	1,39	0,57	1,15	105,10	35,927	34,18
	252°39′	199°55′	189°57′	164°54′	270°	195°58′	189°17′	165°19′	264°08′			
15	170,30	2,85	5,38	0,53	0,72	0,51	0,90	0,55	0,34	120,5	4,459	3,70
	179°38′	42°03′	218°54′	230°17′	26°46′	230°32′	114°25′	325°18′	74°03′			
16	170,29	2,39	5,20	0,85	1,56	0,33	0,41	0,57	0,95	120,5	4,664	3,87
	180°27′	76°59′	226°42′	160°51′	126°53′	335°39′	87°39′	162°39′	59°40′			
17	170,27	3,78	5,08	1,30	1,57	0,94	1,13	0,16	0,74	120,5	4,982	4,13
	2°07′	27°38′	255°28′	310°34′	0°	312°19′	311°22′	52°18′	266°30′			

R = redresseur; RI = régulateur d'induction; L_1, L_2 = inductances à noyau de fer variable; C_1, C_2 = condensateurs; Sh = shunt pour l'oscillographe cathodique; Rh_1 à Rh_6 = rhéostats de réglage; Pt = potentiomètre pour l'oscillographe cathodique.

Fig. 4. — Oscillogrammes de la tension et du courant pour le 3e essai.
Fig. 5. — Oscillogrammes de la tension et du courant pour le 9e essai.
Fig. 6. — Oscillogrammes de la tension et du courant pour le 10e essai.
Fig. 7. — Oscillogrammes de la tension et du courant pour le 12e essai.
Fig. 8. — Oscillogrammes de la tension et du courant pour le 14e essai.
Fig. 9. — Courbes $\varepsilon = f(\mathfrak{T})$ pour wattmètres.
Fig.10. — Courbes $\varepsilon = f(\delta_T)$ pour wattmètres.

BIBLIOGRAFIE

1. I. S. Antoniu, Electricitatea, august, 1951, nr. 8, p. 17.
2. — *Chestiuni speciale de electrotehnică*. Bucureşti, 1952.
3. C. Budeanu, *Curs de măsuri electrice*, Bucureşti, 1946, vol. I.
4. I. S. Antoniu şi H. Albert, *Culegere de probleme de electrotehnică. Chestiuni speciale*. Ed. energetică de stat, 1954, ed. a II-a.
5. H. Chaumat, *Cours de Mesures électriques*. Paris, 1929.
6. Al. Th. Popescu, *Analiza armonică a funcţiilor periodice nesinusoidale prin metoda Thomson-Runge a ordonatelor echidistante cu ajutorul cartoanelor ajurate* (litografiat). Inst. politehnic, Bucureşti, 1944.
7. I. S. Antoniu, *Funcţionarea aparatelor de măsură într-un regim deformant*. Teză. Bucureşti, 1948.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul V, nr. 3—4, 1955

COMBUSTIBILI SOLIZI

ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE A CĂRBUNILOR COCSIFICABILI DIN R.P.R.

NOTA III. CERCETAREA ACŢIUNII DESULFURANTE A UNOR GAZE ÎN PROCESUL DE COCSIFICARE A CĂRBUNILOR DIN VALEA JIULUI *)

DE

I. BLUM, H. MANDEL şi D. MAFTEI

În Notele anterioare [1] şi [2] am studiat repartiţia formelor de compuşi de sulf în cărbunii cocsificabili din R.P.R. precum şi acţiunea desulfurantă a hidrogenului asupra cărbunilor din Valea Jiului, în timpul cocsificării lor.

Datele prevăzute în literatură cu privire la efectul desulfurant al hidrogenului, în timpul cocsificării, se confirmă şi în cercetările noastre pentru cărbunii menţionaţi.

Pirogenarea cărbunilor, în curent de hidrogen, are ca efect o desulfurare a cocsului şi anume cu atît mai pronunţată, cu cît temperatura finală de cocsificare este mai ridicată. Efectul desulfurant al hidrogenului se manifestă chiar în cazurile în care cocsul fabricat normal dintr-o huilă prezintă procente mai mari de sulf total decît huila din care a rezultat.

Considerînd că acţiunea desulfurantă a hidrogenului, în condiţiile arătate, trebuie să se manifeste şi în cazul unor amestecuri de gaze avînd între componenţi şi hidrogen, cercetările referitoare la desulfurarea cărbunilor, în procesul de cocsificare, s-au extins şi la asemenea amestecuri de gaze.

Literatura de specialitate cercetează efectul desulfurant al mai multor gaze [3], dar mai ales s-a studiat efectul gazelor în a căror constituţie chimică intră hidrogenul, precum şi al unor amestecuri de gaze printre componenţii cărora s-ar afla şi hidrogenul; unii autori prezintă şi o scară de eficienţă a efectului desulfurant [4] şi anume, din sulful total de cărbune s-ar îndepărta prin cocsificare în curent de gaz, la 1 000°, după cum urmează:

H_2	circa	87 %
NH_3 (anhidru)	circa	82 %
Gaz de apă	circa	76 %

iar următoarele gaze, utilizate individual: N_2, CO_2, CO, CH_4 şi C_2H_6 circa 50—60 %, scară de eficienţă care, după alţi cercetători [5], nu ar mai fi aceeaşi, justificată prin diferenţiere de cărbune.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 mai 1954.

Tabloul nr. 1

Repartiția sulfului în diversele sale forme în raport cu temperatura de cocsificare în huila din Valea Jiului și în cocsul fabricat fără agent desulfurant

Nr. crt.	Sulf în cărbune probă		3,63 %			0,43 %			1,70 %			0,22 %			1,28 %		
			Sulf total			Sulf sulfură			Sulf piritic			Sulf sulfat			Sulf organic		
	Temperatura de cocsificare	Cocs obținut la 100 g cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	1 000	56	2,48	1,39	61,8	0,40	0,22	49,0	0,18	0,10	94,2	0,04	0,02	91,0	1,86	1,04	18,8
2	900	57	2,42	1,38	62,0	0,40	0,23	46,6	0,12	0,07	96,4	0,02	0,01	95,5	1,88	1,07	16,4
3	800	59	2,58	1,50	58,7	0,32	0,19	55,8	0,13	0,08	96,0	0,03	0,01	93,4	2,13	1,24	3,1
4	700	61	2,60	1,58	56,5	0,38	0,20	46,5	0,15	0,09	94,8	0,02	0,01	94,4	2,07	1,26	1,5
5	600	64	3,24	2,07	42,8	0,36	0,20	46,5	0,12	0,08	96,0	0,02	0,01	94,3	2,75	1,76	−37,5
6	500	71	3,25	2,31	36,4	0,38	0,27	37,3	0,15	0,10	94,2	0,02	0,01	93,8	2,72	1,93	−50,8

Tabloul nr. 2

Repartiția sulfului în diversele forme, în raport cu temperatura de cocsificare în cocsul fabricat, întrebuințînd ca agent desulfurant metanul *)

Nr. crt.	Sulf în cărbune probă		3,63 %			0,43 %			1,70 %			0,22 %			1,28 %		
			Sulf total			Sulf sulfură			Sulf piritic			Sulf sulfat			Sulf organic		
	Temperatura de cocsificare	Cocs obținut la 100 g cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Durata de menținere a temperaturii finale: 1 oră																	
1	700	61	2,70	1,64	54,8	0,40	0,24	51,2	0,15	0,09	94,7	0,01	0,006	97,4	2,14	1,31	−0,23
2	600	64	2,80	1,79	50,7	0,45	0,29	32,6	0,12	0,08	95,4	0,01	0,006	97,4	2,30	1,47	−14,8
3	500	71	2,88	2,04	43,8	0,45	0,32	25,6	0,12	0,08	95,4	0,01	0,007	96,8	2,30	1,63	−27,4
Durata de menținere a temperaturii finale: 4 ore																	
1	700	61	2,65	1,62	55,4	0,38	0,23	46,6	0,13	0,08	95,4	0,01	0,006	97,4	2,12	1,29	0
2	600	64	2,68	1,71	52,9	0,50	0,32	25,6	0,14	0,09	94,7	0,01	0,006	97,4	2,03	1,30	−0,15
3	500	71	2,83	2,01	44,7	0,41	0,29	32,6	0,13	0,09	94,7	0,03	0,021	91,0	2,25	1,60	−25,0

*) Nu s-a putut lucra la temperaturi mai mari de 700° din cauza blocării drumului gazelor prin masa de cocs, provocată de depunerea de carbon rezultat din disocierea metanului.

Tabloul nr. 3

Repartiția sulfului în diversele forme, în raport cu temperatura de cocsificare, în cocsul fabricat, întrebuințînd ca agent desulfurant amoniacul

Nr. crt.	Sulf în cărbune probă		3,63 %			0,43 %			1,70 %			0,22 %			1,28 %		
			Sulf total			Sulf sulfură			Sulf piritic			Sulf sulfat			Sulf organic		
	Temperatura de cocsificare	Cocs obținut la 100 g cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Durata de menținere a temperaturii finale: 1 oră																	
1	1 000	56	2,23	1,29	64,5	0,50	0,28	36,1	0,24	0,157	90,8	0,04	0,02	91,1	1,48	0,83	35,1
2	900	57	2,21	1,26	65,4	0,47	0,27	37,3	0,20	0,144	93,8	0,07	0,03	86,4	1,51	0,86	32,8
3	800	58	2,20	1,28	64,8	0,50	0,29	32,6	0,25	0,145	91,8	0,02	0,01	95,5	1,45	0,84	34,3
4	700	61	2,22	1,35	62,9	0,48	0,29	32,6	0,22	0,134	92,4	0,01	0,005	97,9	1,52	0,93	27,3
5	600	64	2,27	1,45	60,2	0,40	0,26	39,6	0,22	0,141	91,8	0,01	0,005	97,9	1,65	1,05	17,9
6	500	71	2,45	1,74	52,2	0,45	0,32	25,6	0,25	0,178	89,5	0,01	0,005	97,9	1,75	1,23	3,9
Durata de menținere a temperaturii finale: 4 ore																	
1	1 000	56	1,97	1,10	69,8	0,41	0,23	46,7	0,20	0,112	93,6	0,01	0,005	97,9	1,34	0,75	41,4
2	900	57	2,04	1,16	68,1	0,37	0,21	51,3	0,21	0,119	93,0	0,02	0,01	95,5	1,45	0,82	35,9
3	800	58	2,02	1,17	67,9	0,41	0,24	44,2	0,20	0,116	92,9	0,02	0,01	95,5	1,40	0,81	36,8
4	700	61	2,08	1,27	65,1	0,37	0,22	48,9	0,24	0,146	91,8	0,02	0,01	95,5	1,47	0,89	29,7
5	600	64	2,16	1,38	62,1	0,37	0,24	44,2	0,22	0,141	91,7	0,01	0,005	97,9	1,57	1,00	21,9
6	500	71	2,31	1,64	54,8	0,38	0,27	37,3	0,24	0,171	88,5	0,02	0,01	95,5	1,68	1,19	7,1

Tabloul nr. 4

Repartiția sulfului în diversele forme, în raport cu temperatura de cocsificare, în cocsul fabricat întrebuințînd ca agent desulfurat gazul de cocserie

Nr. crt	Sulf în cărbune probă		3,63 %			0,43 %			1,70 %			0,22 %			1,28 %		
			Sulf total			Sulf sulfură			Sulf piritic			Sulf sulfat			Sulf organic		
	Temperatura de cocsificare	Cocs obținut la 100 g cărbune	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful din cărbune	Efectul desulfurării
	°C	g	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Durata de menținere a temperaturii finale: 1 oră																	
1	1 000	56	2,26	1,26	65,2	0,55	0,30	28,2	0,34	0,19	88,8	0,03	0,010	95,4	1,34	0,75	41,1
2	900	57	2,56	1,46	59,7	0,52	0,29	32,5	0,19	0,11	93,5	0,02	0,010	95,4	1,83	1,04	18,7
3	800	58	2,50	1,19	67.2	0,57	0,33	23,3	0,19	0,11	93,5	0,02	0,010	95,4	1,72	1,00	21,9
4	700	61	2,53	1,54	57,5	0,55	0,33	23,3	0,23	0,14	91,7	0,03	0,010	95,4	1,72	1,05	17,9
5	600	64	2,50	1,60	55,9	0,47	0.30	30,0	0,29	0,18	89,4	0,02	0,010	95,4	1,72	1,10	14,1
6	500	71	2,48	1,76	51,5	0,45	0,32	25,0	0,21	0,15	91,1	0,02	0,010	95,4	1,80	1,28	0
Durata de menținere a temperaturii finale: 4 ore																	
1	1 000	56	2,23	1,25	65,6	0.50	0,28	34,9	0,10	0,06	96,5	0,01	0,005	97,7	1,56	0,87	32,0
2	900	57	2,60	1,40	59,2	0,50	0,28	34,9	0,18	0,10	94,1	0,01	0,005	97,7	1,91	1,09	14,8
3	800	58	2,70	1,57	56,7	0,51	0,29	32,5	0,10	0,06	96,5	0,02	0,010	95,4	2,07	1,20	6,3
4	700	61	2,60	1,33	63,4	0,40	0,24	44,2	0,10	0,06	96,5	0,02	0,010	95,4	2,08	1,06	17,2
5	600	64	2,33	1,49	58,9	0,40	0,26	39,5	0,11	0,07	95,9	0,01	0,005	97,7	1,80	1,15	10,2
6	500	71	2,44	1,73	52,3	0,27	0,19	55,8	0,15	0,11	93,5	0,02	0,010	95,4	2,01	1,43	11,7

Cercetînd efectul desulfurant al unor gaze, conţinînd hidrogen constituţional sau în amestec, asupra cărbunilor noştri din Valea Jiului destinaţi cocsificării, în Nota de faţă prezentăm rezultatele studiului, după cum urmează:

1. Repartiţia sulfului şi a compuşilor cu sulf în cocsurile fabricate, fără agent desulfurant, din cărbunii utilizaţi în studiu şi avînd următoarele caracteristici:

umiditate..... 2,75 %
cenuşă..... 7,70 %
sulf total..... 3,63 %
granulaţie ..... 0,2—0,6 mm

la temperaturi finale cuprinse între 500 şi 1 000° (tabloul nr. 1).

Tabloul nr. 5

Tratarea cărbunelui pînă la 800° cu agenţi desulfuranţi gazoşi încărcaţi cu vapori de apă
Debit gaz: 50 l/h; durata 2 h; cantitatea de vapori corespunzătoare temperaturii de 60—70°C cu care s-a introdus gazul

%	Cărbune	Cocs fără adaos de gaz	Cocs tratat cu CH_4	Cocs tratat cu CH_4 şi vapori de apă	Cocs tratat cu NH_3	Cocs tratat cu NH_3 şi vapori de apă	Cocs tratat cu H_2	Cocs tratat cu H_2 şi vapori de apă	Cocs tratat cu H_2 şi vapori de apă în prezenţa de $MgCl_2$
Sulf total	3,63	2,58	2,65	2,24	2,02	2,40	2,00	1,40	1,88
Cenuşă	7,70	11,70	12,50	11,60	12,70	14,50	12,30	13,60	15,10
Cocs	—	65,80	61,60	66,40	60,70	53,20	62,70	56,70	51,0
Efectul desulfurant; sulf total eliminat	—	53,50	54,0	60,60	66,20	64,80	65,60	78,30	73,70
Cocs consumat prin formarea gazului de apă	—	—	—	1,20	—	7,50	—	6,0	11,70

Tabloul nr. 6

Tratarea cocsului şi semicocsului cu vapori de apă şi aer

Caracteristici %	Cărbune	Cocs netratat	Cocs tratat cu aer şi vapori de apă (1 000°)	Semicocs tratat cu aer şi vapori de apă (500°)
Sulf total	3,63	2,58	2,56	3,20
Cenuşă	7,70	11,70	13,30	8,63
Cocs	—	65,80	57,80	89,40
Efectul desulfurării	—	53,50	58,80	21,30
Consumat prin formarea gazului de apă	—	—	8,00	—

2. Cocsificarea aceluiaşi cărbune la aceleaşi temperaturi finale, în curent de agenţi desulfuranţi gazoşi individuali în constituţia cărora intră şi hidrogenul şi anume:

— cu metan (tabloul nr. 2)
— cu amoniac (tabloul nr. 3).

3. Cocsificarea aceluiaşi cărbune, în aceleaşi condiţii, dar folosind agenţi desulfuranţi formaţi din gaze în amestecul cărora se află şi hidrogenul, şi anume:

— gaz de cocserie (tabloul nr. 4).

4. Se procedează la fel ca la punctul 3, însă folosind gazele de mai sus încărcate cu vapori de apă [6] (tabloul nr. 5).

5. Pentru completarea lucrării am făcut şi cîteva încercări de desulfurare a cocsului în prezenţa unui catalizator $MgCl_2$ [7], agentul desulfurant fiind un amestec de hidrogen şi vapori de apă (tabloul nr. 6).

6. Considerînd o serie de lucrări sovietice, ale lui Jurowski şi Lifschitz [8], [9] şi [10] care au urmărit acţiunea desulfurantă a unui amestec de aer şi vapori de apă, din care a reieşit un efect desulfurant, fără consum exagerat de cocs, consum inerent acţiunii oxidative atît a aerului, cît şi a vaporilor de apă am încercat efectul desulfurant al trecerii unui curent de aer încărcat cu vapori de apă peste cocsul şi semicocsul din cărbunii studiaţi la temperaturi finale de 1 000, respectiv 500°.

Aparatura şi metodele de lucru au fost identice cu cele arătate în Nota anterioară [1] *).

CONCLUZII

1. Cocsificarea fără agent desulfurant lasă, în cazul probei studiate de cărbuni de Valea Jiului, un cocs mai puţin sulfuros, sulf total în cărbune iniţial 3,63%, iar în cocs 2,48 %, deci, cea mai mare parte din sulful total al cărbunilor trece în materiile volatile şi anume cu atît mai mult, cu cît temperatura finală de cocsificare este mai ridicată, de exemplu 61,8 % la 1 000° trece în materiile volatile iar în cocs rămîn numai 38,2 %; totuşi cocsul conţine 2,48 % sulf total.

2. Comparînd efectele desulfurante ale diverşilor agenţi gazoşi utilizaţi se observă următoarele:

a) desulfurarea cu hidrogen, în lucrarea anterioară [2], a dus pînă la un cocs cu sulf total de 1,64, respectiv 1,16 % dependent de durata de trecere la 1 000° a agentului desulfurant, şi anume o oră, respectiv 4 ore;

b) tratamentul cu amoniac are ca efect o desulfurare a cocsului, de asemenea mai pronunţată la o durată de trecere de 4 ore, totuşi ceva mai puţin eficientă în comparaţie cu efectul desulfurant al hidrogenului;

c) tratamentul cu metan blochează trecerea gazului prin cocs, în jurul temperaturii de 700°, prin disocierea metanului;

d) gazul de cocserie, trecut prin masa de cărbune în timpul procesului de cocsificare, constituie de asemenea un agent desulfurant, în oarecare măsură mai eficace ca amoniacul, dar sub nivelul desulfurant al hidrogenului;

e) prin adaosul unei cantităţi de vapori de apă gazului desulfurant, corespunzătoare temperaturii de trecere a gazului, 60—70°, pentru a mări eficienţa desulfurării, se observă o eliminare mai pronunţată a sulfului din cocs numai în cazul desulfurărilor cu hidrogen;

f) adaosul de vapori de apă agentului gazos desulfurant are ca efect şi o consumare a unor cantităţi din cocsul format, ceea ce, bineînţeles, va aduce şi o creştere a procentajului de cenuşă;

g) tratamentul cu aer şi vapori de apă, aplicat cărbunilor studiaţi, nu are un efect desulfurant pronunţat.

*) Sulful sulfură a fost dozat prin atac cu 100 cm^3 acid clorhidric 10 % (la fierbere) timp de 75 minute, asupra 0,5 g cocs trecut prin sita de 0,2 mm, hidrogenul sulfurat format fiind luat de un curent de CO_2 şi trecut la dozare.

Sulful piritic s-a dozat separat de sulful sulfură în reziduul solid de mai sus, după metodele arătate în lucrările anterioare (cu acid azotic gr. spec. 1,12).

Sulful sulfat s-a determinat în filtratul reziduului de mai sus.

ОПЫТ ОБЕССЕРИВАНИЯ КОКСУЮЩЕГОСЯ УГЛЯ В РНР

СООБЩЕНИЕ III. ИССЛЕДОВАНИЕ ОБЕССЕРИВАЮЩЕГО ДЕЙСТВИЯ НЕКОТОРЫХ ГАЗОВ В ПРОЦЕССЕ КОКСОВАНИЯ УГЛЯ В ВАЛЯ ЖИУЛУЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Продолжая изучение возможностей обессеривание коксующегося угля в РНР, авторы исследовали обессеривающее действие во время коксования некоторых газов с конститутивным водородом, как например аммиак и метан, при использовании их в отдельности, а также обессеривающее действие некоторых газов, состоящих из нескольких компонентов, в число которых входит и водород, как например коксовальното газа. Авторы кроме того исследовали результаты, полученные при обессеривании водородом с добавлением водяных паров и при обессеривании смесью роздуха с водяными парами. В заключение указывается, что ни один из исследованных обессеривающих факторов не обладает той значительной обессеривающей способностью, какою обладает водород.

ESSAIS DE DÉSULFURATION DU CHARBON COKÉFIABLE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

NOTE III. RECHERCHES SUR L'ACTION DÉSULFURANTE DE CERTAINS GAZ PENDANT LE PROCESSUS DE COKÉFACTION DES CHARBONS DE LA VALEA JIULUI

(RÉSUMÉ)

Poursuivant l'étude sur les possibilités de désulfuration des charbons cokéfiables de la République Populaire Roumaine, les Auteurs ont fait des recherches sur l'action désulfurante exercée pendant la cokéfaction par certains gaz possédant de l'hydrogène constitutionnel, tels l'ammoniac et le méthane, utilisés individuellement, ainsi que par d'autres gaz ayant plusieurs composantes, dont l'hydrogène, tel le gaz de cokerie. Ils étudient également l'effet désulfurant obtenu par addition de vapeurs d'eau à l'hydrogène, ainsi que celui d'un mélange d'air et de vapeurs d'eau. La conclusion de cette étude est que nul des agents désulfurants étudiés ne possède l'efficience désulfurante de l'hydrogène.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum, M. Goruneanu şi Th. Piatkowski, *Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R.* Nota I. *Formele compuşilor cu sulf din cărbunii cocsificabili din R.P.R.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, nr. 1–2, 1952.
2. I. Blum, Th. Piatkowski şi N. Sîrbu, *Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R.* Nota II. *Încercări de desulfurare a cărbunilor din Valea Jiului prin cocsificarea lor în curent de gaze. Desulfurarea în curent de hidrogen.* Studii şi cercetări de energetică, t. V, nr. 1–2, ianuarie–iunie 1955, p. 215.

3. F. Foester u. W. Geissler, Z. ang. Ch., 1922, vol. 35, p. 193.
4. R. D. Snow, Ind. Eng. Chim., 1932, vol. 24, p. 903.
5. T. A. Mangelsdorf a. F. R. Broughton, Ind. Eng. Chem., 1932, vol. 24, p. 1136.
6. A. Lissner u. A. Nemes, Br.-Ch., 1935, vol. 16, p. 101.
7. A. Lissner, Bergbau u. Energie Wirtschaft, 1950, nr. 6, p. 415.
8. A. S. Jurowski i M. M. Lifschitz, Koks i himia, 1938, nr. 9, p. 8.
9. A. S. Jurowski, M. M. Lifschitz i N. V. Milfort, Koks i himia, 1938, nr. 11—14, p. 14.
10. A. S. Jurowski, M. M. Lifschitz, Tschemeris i A. L. Rubinștein, Koks i himia, 1939, nr. 9, p. 415.

ASUPRA UNUI PROCEDEU INDIRECT DE DETERMINARE A DEBITULUI DE GAZE DE ARDERE EVACUATE DIN CUPTOARE*)

DE

V. GHIA

1. Generalități

La cuptoare prezintă o deosebită importanță determinarea:

a) cantității de combustibil arsă,

b) cantității de aer fals aspirată,

c) randamentului termic.

Aceste elemente pot fi evaluate în diferite moduri.

Astfel, folosind metoda directă, dacă se cunosc condițiile în care are loc arderea, se poate aprecia prin determinarea cantității de combustibil consumată, care este cantitatea de combustibil arsă. Dacă se știe compoziția combustibilului utilizat și se admite că arderea are loc complet, se poate obține indirect cantitatea de combustibil arsă prin alte trei metode:

— determinîndu-se căldura utilă, căldura sensibilă a aerului de ardere, pierderile de căldură în mediul ambiant, temperatura și coeficientul de exces de aer α la evacuarea din cuptor;

— determinîndu-se coeficientul de exces de aer la locul unde se măsoară debitul de gaze de ardere;

— determinîndu-se coeficientul de exces de aer la care are loc arderea combustibilului și debitul de aer pentru ardere.

De multe ori, primele două metode întîmpină dificultăți în aplicarea lor, rezultate din: lipsa aparatelor de măsurat cantitatea de combustibil arsă, necunoașterea precisă a pierderilor de căldură în mediul ambiant sau a căldurii utile.

Alte ori, din cauza aerului fals aspirat în focar, debitul de aer pentru ardere nu mai precizează coeficientul de exces de aer cu care se arde combustibilul, astfel încît nu se mai poate utiliza nici ultima metodă amintită.

În astfel de cazuri, apare indicată utilizarea celei de a treia metode arătate. De altfel, determinînd prin acest procedeu cantitatea de combustibil consumată și debitul de aer pentru ardere, se poate obține cantitatea de aer fals aspirată. Aceasta va fi diferența între cantitatea de gaze evacuată din cuptor și cea rezultată din arderea combustibilului.

De asemenea, cantitatea de căldură evacuată din cuptor este funcție de temperatura gazelor de ardere și de debitul lor. Cu cît această căldură va fi mai mare, cu atît randamentul termic al cuptorului va fi mai scăzut.

---

*) Notă prezentată Institutului de energetică la data de 24 iunie 1955.

În cele ce urmează, se va arăta cum se poate determina, relativ uşor, debitul de gaze de ardere evacuate dintr-un cuptor prevăzut cu recuperator pentru preîncălzit aerul de ardere. Procedeul constă în determinarea temperaturilor aerului şi ale gazelor de ardere la intrarea şi ieşirea din recuperator, cît şi a debitului de aer preîncălzit.

Cu aceste date se poate evalua cantitatea de gaze vehiculate prin recuperator, care în general este egală cu cantitatea de gaze evacuate din cuptor *).

2. Determinarea debitului de gaze de ardere

În cursul expunerii se vor folosi următoarele notaţii:

t_i = temperatura aerului preîncălzit la intrarea în recuperator (°C);

t_p = temperatura aerului preîncălzit la ieşirea din recuperator (°C);

t_e = temperatura gazelor de ardere la intrarea în recuperator (°C);

t_{er} = temperatura gazelor de ardere la ieşirea din recuperator (°C);

i_{ti} = entalpia specifică a aerului ce se preîncălzeşte, la temperatura t_e $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_p = entalpia specifică a aerului ce se preîncălzeşte la temperatura t_p $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_e = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura t_e $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

i_{er} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura t_{er} $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}\right)$;

D_a = debitul de aer preîncălzit $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$;

D_g = debitul de gaze de ardere vehiculat prin recuperator $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$;

V_0**) = cantitatea teoretică de aer pentru ardere $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

V_g = cantitatea de gaze rezultată din arderea a 1 Nm³ combustibil la coeficientul de exces de aer $\alpha = 1$ $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{Nm}^3}\right)$;

B = consumul de combustibil orar $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{oră}}\right)$.

Pentru a preîncălzi 1 Nm³ aer între temperaturile t_i şi t_p va trebui să i se cedeze cantitatea de căldură

$$\Delta i_p = i_p - i_{ti}$$

reprezentată în figură prin segmentul ab.

Căldura absorbită de cantitatea de aer D_a va fi

$$D_a \cdot \Delta i_p = D_a \, (i_p - i_{ti}). \qquad (1)$$

*) Ne situăm în cazul cînd temperatura gazelor de ardere nu este în măsură să suprasolicite termic elementele recuperatorului, astfel că nu se introduce aer suplimentar de răcire. De altfel, chiar dacă s-ar introduce, cunoscînd sau determinînd în prealabil cantitatea de aer de răcire şi apoi scăzînd-o din cantitatea de gaze vehiculate prin recuperator, se obţine cantitatea de gaze evacuate din cuptor.

**) V_0 şi V_g se referă la 1 Nm³ de combustibil, dacă se arde combustibil gazos sau la 1 kg dacă se foloseşte combustibil lichid sau solid.

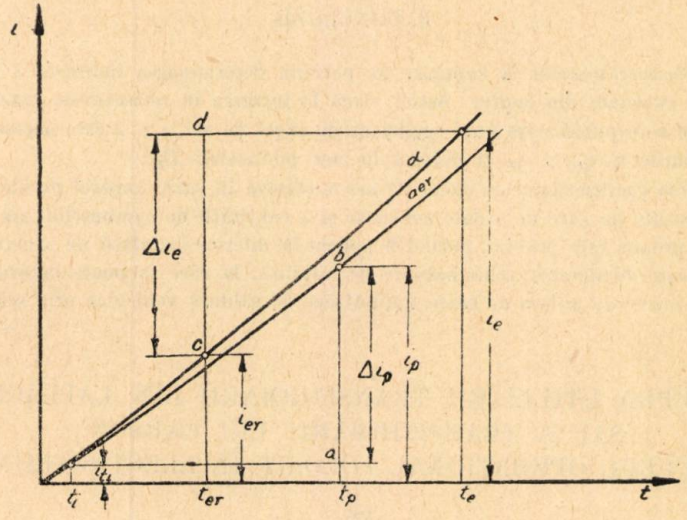
Răcindu-se între temperaturile t_e și t_{er}, 1 Nm³ gaze de ardere, de compoziție corespunzătoare coeficientului de exces de aer α, cedează cantitatea de căldură

$$\Delta i_e = i_e - i_{er}$$

reprezentată în figura 1 prin segmentul cd, iar cantitatea de gaze de ardere D_g va ceda

$$D_g \cdot \Delta i_e = D_g (i_e - i_{er}). \qquad (2)$$

În cazul general, această evaluare este condiționată de determinarea prealabilă a coeficientului de exces de aer α, prin analiza compoziției gazelor de ardere la intrarea în recuperator.



Evaluarea cantităților de căldură Δi_e și Δi_p.

În unele cazuri practice, gazele de ardere, la intrarea în recuperator, au o compoziție corespunzătoare unui coeficient de exces de aer $\alpha > 2$.

Această situație rezultă pe de o parte datorită temperaturii cerute de procesul tehnologic și aerului fals aspirat în cuptor, iar pe de altă parte, datorită introducerii intenționate a aerului, ca agent de reducere a temperaturii gazelor de ardere, prin aceasta înlăturînd suprasolicitarea termică a elementelor recuperatorului.

În asemenea cazuri, asimilînd gazele de ardere cu aerul se face o eroare neglijabilă, astfel că pentru obținerea debitului de gaze de ardere nu mai este necesară o determinare prealabilă a coeficientului de exces de aer.

Neglijînd pierderile de căldură în mediul ambiant, cantitatea de căldură cedată de gazele de ardere D_g, va trebui să fie egală cu cantitatea de căldură absorbită de aerul preîncălzit D_a. Deci se poate scrie

$$D_g (i_e - i_{er}) = D_a (i_p - i_{ti}) \cdot$$

de unde rezultă

$$D_g = D_a \frac{i_p - i_{ti}}{i_e - i_{er}} = D_a \frac{ab}{cd} \cdot \qquad (3)$$

Pentru a se ține seama de pierderile de căldură în mediul ambiant, relația (3) se înmulțește cu un coeficient k. În cazul recuperatoarelor cu o izolare termică bună, se poate lua $k \simeq 0{,}98$. Pentru celelalte situații se va evalua k în conformitate cu pierderile de căldură de la fluidele vehiculate prin recuperator — în mediul ambiant

$$D_g = k D_a \frac{i_p - i_{ti}}{i_e - i_{er}} \cdot \qquad (4)$$

Aşa după cum s-a arătat, determinînd coeficientul de exces de aer, în ipoteza că arderea are loc complet, se poate obţine şi cantitatea de combustibil ars în unitatea de timp. Aceasta rezultă din relaţia

$$B = \frac{D_g}{V_{ga}} = \frac{D_g}{V_g + (\alpha - 1)V_0}, \tag{5}$$

unde V_{ga} este cantitatea de gaze rezultate din arderea unităţii de cantitate de combustibil.

3. CONCLUZII

Prezenţa recuperatoarelor la cuptoare ne permite determinarea indirectă a debitului de gaze de ardere evacuate din cuptor. Astfel, dacă la intrarea în recuperator gazele de ardere au o compoziţie corespunzătoare unui coeficient de exces de aer $\alpha > 2$ este necesar să se măsoare temperaturile t_i, t_p, t_e, t_{er} şi debitul de aer preîncălzit D_a.

Determinarea coeficientului de exces de aer α rezolvă în cazul general problema obţinerii indirecte a debitului de gaze de ardere evacuate şi a cantităţii de combustibil ars B.

Procedeul propus este general, putînd fi aplicat la diferite instalaţii de ardere a combustibililor, prevăzute cu diverse schimbătoare de căldură, la care se poate determina căldura preluată de la gazele de ardere de către fluidul rece de căldură vehiculat prin schimbător.

ASUPRA UTILIZĂRII TRANSFORMĂRII LUI LAPLACE SAU A TRANSFORMĂRII LUI CARSON ÎN CALCULUL OPERAŢIONAL FOLOSIT ÎN ELECTROTEHNICĂ *)

DE

ION S. ANTONIU

1. Calculul operaţional **), bazat pe transformarea lui Laplace sau pe transformarea lui Carson, a înlocuit în studiul regimurilor tranzitorii din electrotehnică, metoda de calcul imaginată de Heaviside şi care consta în înlocuirea simbolului de derivare $\frac{d}{dt}$ prin litera p, iar simbolul de integrare $\int (\,)\,dt$ prin p^{-1}, integrarea fiind socotită ca o operaţie inversă a derivării. În acest mod, o ecuaţie integro-diferenţială se transformă într-o ecuaţie algebrică de un grad corespunzător. Fără a reveni asupra metodelor de calcul date de Heaviside, reamintim că aceste reguli au fost date de acesta fără nici o justificare.

Timp de 30 de ani s-a căutat o justificare matematică a metodei de calcul dată de Heaviside. Începînd din 1917, T. R. Carson a publicat o serie de memorii, prin care dă o justificare matematică completă a calculului operaţional a lui Heaviside. Această justificare se bazează pe formula

$$\psi(p) = p\int_0^\infty f(t)\cdot e^{-pt}\,dt, \tag{1}$$

care transformă funcţia $f(t)$ de variabilă reală t ($t \geq 0$) în funcţie $\psi(p)$ de variabilă complexă $p = \sigma + j\omega$ ($j = \sqrt{-1}$). Această formulă poartă numele de *transformarea lui* Carson.

*) Notă prezentată Institutului de energetică la data de 3 iunie 1955.

**) Numit de unii autori şi calculul simbolic.

Formula (1) este dedusă din formula

$$\varphi(p) = \int_0^\infty f(t)\, e^{-pt}\, dt \tag{2}$$

numită *transformarea lui Laplace* şi care efectuează aceeaşi transformare ca şi formula (1). Bineînţeles că existenţa transformărilor de mai sus este condiţionată de anumite proprietăţi ale funcţiei $f(t)$, condiţii ce sînt în general îndeplinite de funcţiile din fizică şi în special de acelea întîlnite în electrotehnică.

Între formulele (1) şi (2) există relaţia de legătură evidentă

$$\psi(p) = p\,\varphi(p). \tag{3}$$

Transformarea lui Carson nu diferă deci de transformarea lui Laplace decît prin factorul p, care a fost introdus de Carson pentru ca justificarea matematică a regulilor empirice ale lui Heaviside să fie cît mai corespunzătoare. În special pentru a se obţine pentru imaginea funcţiei unitate a lui Heaviside chiar unitatea.

La început, şi mult timp după aceea, s-a utilizat în calculul operaţional numai formula de transformare (1) a lui Carson.

În ultimii 20 de ani, foarte mulţi autori *) utilizează şi recomandă folosirea formulei de transformare (2) a lui Laplace. În afară de aceasta, secţia a 5-a **) a Societăţii electricienilor francezi, după o anchetă susţinută, în şedinţa din 6 iunie 1944, a făcut de asemenea recomandarea utilizării în problemele de electrotehnică a formulei de transformare (2). Această recomandare a fost adoptată ulterior şi de Comitetul Electrotehnic Internaţional.

2. Argumentele care se aduc în favoarea formulei (2) (transformarea lui Laplace) sînt numeroase şi toate pledează pentru adoptarea ei de preferinţă în locul formulei (1) utilizată de Carson în lucrările sale.

Un prim argument este acela că dă formule de transformare mai simple. Astfel, pentru a exemplifica, imaginea unei derivate este:

$$\mathcal{L}f'(t) = p\,\mathcal{L}f(t) - f(0)$$

în transformarea lui Laplace şi

$$\mathcal{C}f'(t) = p\,[\mathcal{C}f(t) - f(0)]$$

în cazul transformării lui Carson.

3. Susţinătorii formulei (1) a lui Carson aduc în favoarea lor un argument istoric: formula (1) a fost folosită pentru justificarea metodei de calcul a lui Heaviside şi deci păstrată ca atare, deoarece în calculele noastre se foloseşte principiul indicat de Heaviside.

Şi din punct de vedere istoric, formula (2) are prioritate, ea fiind stabilită de Laplace, care a trăit cu mult înaintea lui Heaviside ***). Dar în afară de aceasta, matematicianul rus M. E. Vaştenko-Zaharcenko a folosit pentru prima oară transformarea lui Laplace la stabilirea unei metode operaţionale pentru rezolvarea ecuaţiilor diferenţiale liniare [1] ****), metodă ce nu diferă de metoda actuală decît foarte puţin.

4. Un alt argument care se aduce în favoarea formulei (1) a lui Carson este că funcţiile imagine păstrează dimensiunile fizice ale funcţiilor original, ceea ce nu se întîmplă în

*) Printre aceştia citäm pe Mc. Lachlan, Humbert, Parodi, Angot, Doetsch, Pipes, Churchill, Wagner, Kontorovici, Gardner şi Burns etc.

**) care se ocupă cu problemele de telegrafie, telefonie şi radiocomunicaţii.

***) Laplace, Pierre-Simon (1749–1827).

****) p. 7.

cazul formulei (2) a transformării lui Laplace. Astfel, dacă se presupune în formula (1) că $f(t)$ reprezintă un curent, cum p are dimensiunile inversului unui timp, funcția transformată $\psi(p)$ are de asemenea dimensiunile unui curent.

Argumentul însă nu se poate susține. Într-adevăr, atît funcția $\psi(p)$, dată de formula (1), cît și funcția $\varphi(p)$, dată de formula (2), nu mai reprezintă aceeași mărime ca $f(t)$, care a fost transformată prin formulele respective. Aceasta se poate vedea ușor, ținînd seama de definiția însăși a parametrului p, care este de dimensiunile inversului unui timp, așa după cum s-a arătat mai sus. Ce fel de curent reprezintă o mărime care variază invers cu timpul?

Pentru aceste motive, funcția $\psi(p)$ sau $\varphi(p)$ se numește *imaginea* funcției $f(t)$ care se numește *originalul* funcției $\psi(p)$ sau $\varphi(p)$. Funcția $\psi(p)$ sau $\varphi(p)$ este o funcție *asociată* funcției $f(t)$ și nicidecum o funcție care să reprezinte aceeași mărime. Din această cauză nu se poate scrie o egalitate între cele două funcții și diverșii autori au adoptat diferite semne pentru a arăta legătura dintre funcția original și funcția imagine, ca de exemplu

$$\psi(p) \doteqdot f(t)$$
$$\psi(p) \fallingdotseq f(t)$$
$$\varphi(p) \bullet\!\!-\!\!\circ\, f(t)$$
$$\varphi(p) \subset f(t)$$
$$\varphi(p) \sqsubset f(t).$$

În lucrările moderne se folosește acum, de preferință, semnul de egalitate, atașîndu-se funcției original un simbol. Astfel se obișnuiește a se scrie în transformarea lui Laplace

$$\varphi(p) = \mathfrak{L}\, f(t)$$

și în transformarea lui Carson

$$\psi(p) = \mathfrak{C} f(t).$$

Omogenitatea formulelor nu trebuie căutată în aceea că funcțiile imagine și original a unei mărimi au aceleași dimensiuni ci în formulele scrise între imaginile mărimilor respective. Astfel, legea lui Ohm scrisă între imaginile de curent, de tensiune și impedanța operațională are aceeași relație de omogenitate, oricare ar fi formula de transformare adoptată:

$$Z(p) \,.\, \mathfrak{L} i = \mathfrak{L} e, \quad \text{în transformarea Laplace,}$$
$$Z(p) \,.\, \mathfrak{C} i = \mathfrak{C} e, \quad \text{în transformarea Carson,}$$

raportul dintre imaginile de tensiune și curent în cele două transformări reprezentînd întotdeauna aceeași impedanță operațională $Z(p)$ care are aceeași expresie, oricare din formulele de transformare s-ar utiliza.

5. Existența dicționarelor de formule corespondente, mai multe în cazul formulei (1), nu poate constitui un argument hotărîtor în adoptarea transformării Carson în locul transformării Laplace. Într-adevăr, relația (3) de legătură între cele două transformări dă ușor posibilitatea folosirii dicționarelor vechi în cazul utilizării relației (2), precum și aceea de a transcrie vechile dicționare în noua transformare.

6. Principalul argument, care impune utilizarea formulei (2) a transformării lui Laplace în locul formulei (1) a transformării lui Carson, îl constituie faptul că în radiotehnică și în alte domenii ale electrotehnicii, care se ocupă cu transmiterea semnalelor acustice și a impulsurilor, a căpătat o largă răspîndire utilizarea integralei duble a lui Fourier

$$f(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{j\omega t}\, dt \int_{-\infty}^{+\infty} f(\xi) \,.\, e^{-j\omega\xi}\, d\xi$$

în studiul fenomenelor tranzitorii din circuitele electrice.

Metoda integralei lui Fourier şi metoda operaţională sînt atît de strîns legate între ele, încît apare chiar posibilitatea de a fi considerate ca una şi aceeaşi metodă [1] *). Într-adevăr, transformarea unilaterală a lui Fourier, singura folosită în regimurile tranzitorii pentru redarea spectrelor de frecvenţă, este definită de relaţia

$$\Phi(\omega) = \int_0^\infty f(\xi)\, e^{-j\omega\xi}\, d\xi \tag{4}$$

şi funcţia $\Phi(\omega)$ poate fi considerată ca limita către care tinde imaginea $\varphi(p)$ a funcţiei $f(t)$, obţinută prin formula (2) de transformare a lui Laplace, cînd termenul real al lui p tinde către zero

$$\Phi(\omega) = \lim_{\sigma \to 0} \varphi(p),$$

bineînţeles, cu condiţia ca această limită să existe.

Cu alte cuvinte, dacă în $\varphi(p)$ se înlocuieşte p cu $j\omega$, se obţine funcţia $\Phi(\omega)$ dacă $\Phi(\omega)$ există. Astfel, spre exemplu, fiind dată

$$f(t) = e^{-\alpha t}$$

formula de transformare (2) dă

$$\varphi(p) = \frac{1}{p + \alpha}$$

şi se obţine imediat

$$\Phi(\omega) = \frac{1}{j\omega + \alpha}.$$

Rezultă de aici că nu este recomandabil a se folosi o notaţie care face să apară o deosebire formală între transformarea lui Laplace şi transformarea lu Fourier. Or, este evidentă identitatea formală dintre formulele (2) şi (4) şi deosebirea ce există între formula (4) şi formula (1).

7. Propunerea de a se adopta în scriere pentru transformarea Carson parametrul p şi pentru transformarea Laplace parametrul s ar prezenta oarecare avantaje, în special în modul de prezentare a dicţionarelor de formule corespondente. Cititorul ar putea astfel să-şi dea seama imediat de transformarea cu care are de-a face. De altfel, unii autori au şi adoptat această notaţie. Se pierde avantajul relaţiei algebrice (3) de trecere de la o formulă de transformare la cealaltă. În acest caz, relaţia (3) ar trebui scrisă

$$\frac{1}{p}\psi(p) \sim \varphi(s),$$

în care semnul $\sim$ ar însemna «echivalează».

Credem că aceasta ar aduce o complicaţie inutilă, un cunoscător al calculului operaţional găsind uşor cheia unui dicţionar şi chiar sistemul în care se scrie un articol.

8. În concluzie, şi ţinînd seama de cele de mai sus, sîntem de părere că, cel puţin în electrotehnică, este recomandabil a se folosi formula de transformare (2) a lui Laplace, ea prezentînd unele avantaje faţă de formula de transformare (1) a lui Carson.

BIBLIOGRAFIE

1. M. I. Kontorovici, *Operaţionnoe iskuslenie i nestaţionarnîe iavlenia v elektriceskih ţepiah*. Moscova, 1953.

*) p. 8.

I. V. GOFMAN şi G. L. GOSPITALNIK, *Organizaţia i planirovanie energohoziaistva promîşlennîh predpriiatii.* (Organizarea şi planificarea gospodăriei energetice a întreprinderilor industriale). Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1954.

În structura consumului de energie de toate felurile (termică, electrică, mecanică etc.) a unei regiuni sau a unei ţări întregi, consumul industrial ocupă primul loc; se poate spune că aproximativ 60 % din consumul total de energie revine sectorului industrial, restul fiind solicitat de celelalte sectoare: transporturi, agricultură, pentru acoperirea nevoilor gospodăriei comunale (încălzit, prepararea mîncărurilor etc.).

În aceste condiţii, gospodăria energetică a întreprinderilor industriale constituie una din principalele secţii productive ale acestor unităţi. Din cadrul secţiilor energetice ale uzinelor fac parte centralele electrice proprii industriale, care în cele mai numeroase cazuri sînt de termoficare, instalaţiile de cazane pentru abur tehnologic şi de încălzire, generatoarele proprii de gaz, racordurile de alimentare şi reţelele interioare de distribuţie pentru gaz, aburi, apă caldă şi energie electrică, staţiile de compresoare şi reţelele pentru distribuţia aerului comprimat, alimentarea cu acetilenă, instalaţiile frigorifice, cuptoarele de toate felurile, încălzirea şi ventilaţia atelierelor, motoarele electrice şi alte instalaţii de consum a energiei electrice, atelierele electrice de reparat motoare şi aparate electrice, instalaţiile de telefonie, ceasuri electrice, de semnalizare a incendiilor, depozitele de combustibil etc.

Din această simplă enumerare se poate vedea importanţa tehnică şi economică pe care o are gospodăria energetică a întreprinderilor industriale şi răspunderea conducătorului ei — energeticul şef — şi a întregului colectiv de muncă respectiv, pentru asigurarea continuităţii şi economicităţii alimentării cu diferitele forme de energie, utilizate în procedeele de producţie principale şi auxiliare ale uzinelor. Este de ajuns să ne gîndim la importantele pagube materiale şi băneşti care rezultă într-un atelier principal dintr-o întreprindere industrială, din cauza unei întreruperi, chiar de scurtă durată, în alimentarea cu energie electrică, aburi, aer comprimat etc.

De altă parte, este ştiut că în energetica industrială se găsesc concentrate — şi această situaţie este îndeosebi valabilă pentru ţara noastră — cele mai numeroase şi importante posibilităţi de economisire a energiei, de ridicare a randamentului energetic global al producţiei, de reducere a preţului de cost al produselor industriale.

Conducerile tehnice şi administrative ale întreprinderilor industriale arată o preocupare şi un interes relativ redus pentru gospodăriile lor energetice, iar tehnicienilor şi lucrătorilor însărcinaţi cu exploatarea şi întreţinerea instalaţiilor energetice le lipsesc, în numeroase cazuri, cunoştinţele necesare, suficient de clare şi de sistematizate, de energetică industrială, în special în ceea ce priveşte organizarea, normarea şi planificarea sectorului lor de activitate profesională.

De altfel literatura tehnică de specialitate prezintă puţine lucrări de ansamblu, de cuprindere a totalităţii problemelor privind acest domeniu al energeticii industriale, care să poată ajuta inginerii şi tehnicienii din serviciile energetice ale întreprinderilor industriale în ridicarea nivelului lor profesional.

Cartea docenţilor I. V. Gofman şi G. L. Gospitalnik de la facultatea energetică a Institutului de ingineri-economişti din Leningrad, *Organizarea şi planificarea gospodăriei energetice a întreprinderilor industriale*, vine să umple acest gol şi pune la dispoziţia colectivelor de ingineri şi tehnicieni din unităţile energetice ale întreprinderilor industriale un tratat, în care toate problemele de organizare, normare şi planificare, specifice acestui sector, sînt sistematic analizate, atît sub aspect teoretic, cît şi din punctul de vedere al practicii actuale al energeticii industriale sovietice.

Lucrarea este împărţită în trei părţi.

Prima parte se ocupă de organizarea exploatării gospodăriei energetice a întreprinderilor industriale; după o scurtă enumerare şi caracterizare a instalaţiilor formînd gospodăria energetică a întreprinderilor industriale şi a cerinţelor de continuitate în funcţionare şi de economicitate, pe care trebuie să le satisfacă aceste instalaţii, se analizează problemele de organizare a conducerii serviciilor energetice, a deservirii de exploatare a echipamentului energetic, a muncii şi salarizării personalului, a luptei împotriva avariilor şi întreruperilor de funcţionare, a reparaţiilor preventive-planificate şi a evidenţei energetice. Din studiul acestei părţi se poate vedea atenţia care se dă în Uniunea Sovietică pentru dotarea serviciilor energetice din întreprinderile industriale cu personalul corespunzător ca număr şi ca nivel tehnic şi profesional şi pentru organizarea raţională a muncii.

Partea a doua tratează normarea consumului de energie şi alegerea regimurilor economice de funcţionare ale echipamentului energetic din întreprinderile industriale; după ce se studiază posibilităţile şi mijloacele de reducere a consumurilor de combustibil şi de energie, prin utilizarea rezervelor de economie, existente în întreprinderile industriale în acest domeniu, se cercetează în amănunt bazele normării energetice, metodologia de întocmire a bilanţurilor şi caracteristicile energetice ale echipamentului consumator, pe secţii, pe produse şi ale celor generale pe întreprinderi, normarea în instalaţiile producătoare de energie şi alegerea regimului celui mai economic de funcţionare a instalaţiilor energetice din întreprinderile industriale. Energeticienii interesaţi în problema, destul de dificilă, a fundamentării ştiinţifice a normelor de consum specific de energie, găsesc în această parte elementele esenţiale pentru atacarea ei în diversele ramuri industriale, elemente stabilite şi concretizate pe baza bogatei experienţe acumulate în Uniunea Sovietică în acest domeniu. Pentru energeticienii din ţara noastră, care de-abia acum abordează cu mai multă intensitate problema normării şi reducerii progresive a consumurilor specifice de energie în industrie, cunoaşterea mai amănunţită a practicii şi metodelor utilizate în Uniunea Sovietică este de un real folos.

Partea a treia se ocupă cu planificarea exploatării gospodăriei energetice a întreprinderilor industriale; după ce se trece în revistă conţinutul şi ordinea de elaborare a planurilor acestei gospodării, se analizează în amănunt fiecare plan: planul măsurilor tehnico-organizatorice, planul reparaţiilor echipamentului energetic, planul forţelor de muncă şi al salarizării personalului secţiilor energetice; de asemenea se cercetează conţinutul şi metodologia de elaborare a bilanţurilor energetice a întreprinderilor industriale şi metodologia calculului economic al secţiilor energetice. Studiul acestei părţi prezintă o importanţă deosebită pentru toţi cei ocupaţi cu planificarea gospodăriei energetice în întreprinderile industriale, în vederea îmbunătăţirii muncii de planificare.

În prezent, metodologia de planificare a necesarului de energie pentru întreprinderile industriale, a producţiei de energie în centralele proprii şi pentru celelalte secţiuni de plan nu este încă suficient de precizată şi de adîncită, aşa că studiul capitolelor referitoare la planificare va permite să se lămurească şi la noi o serie de probleme şi să se elimine o serie de deficienţe, care mai există încă în planificarea sectorului energetic din diversele ramuri industriale.

Cartea se încheie cu un număr de anexe cuprinzînd formulare utilizate în Uniunea Sovietică pentru evidenţa, reportarea şi planificarea gospodăriei energetice, extrase din normativele de reparaţie folosite în Uniunea Sovietică etc.

Prin conţinutul şi nivelul ei, cartea se adresează în primul rînd inginerilor din gospodăria energetică a întreprinderilor industriale, energeticienilor din ministere şi din organele de planificare şi proiectanţilor; ea poate fi folosită şi de studenţii facultăţilor de ingineri-economişti şi de ingineri-energeticieni ca manual auxiliar la cursul de organizare şi planificare a industriei energetice.

Este greu ca, în situaţia în care se găseşte în prezent energetica industrială în ţara noastră, să putem aduce cărţii unele critici de fond; putem face cel mult unele observaţii de ordin general sau în legătură cu construcţia lucrării.

Astfel, considerăm că ar fi fost mai nimerit ca problema organizării muncii şi a salarizării personalului din gospodăria energetică (cap. IV şi V) să fie tratate după expunerea problemelor de organizare a luptei împotriva avariilor (cap. VI) şi de organizare a reparaţiilor preventive-planificate ale echipamentului energetic (cap. VII); de asemenea considerăm că problema economiei de energie (cap. IX) se situa mai bine după expunerea problemelor de normare a consumurilor specifice de energie şi de întocmire a bilanţurilor energetice. Ar fi fost de dorit ca în cadrul problemelor de normare a consumurilor specifice să se dea o extensiune mai mare metodelor practice de normare în cîteva ramuri industriale mai importante; în schimb s-ar fi putut face unele reduceri la alte capitole.

Lucrarea trebuie să fie cu atenție studiată de toți energeticienii din întreprinderile noastre industriale și din ministere, pentru a putea aplica și la noi, cu un ceas mai devreme, toate rezultatele și metodele folosite de energetica industrială sovietică, în vederea obținerii unei mai bune gospodăriri a energiei în instalațiile noastre industriale.

M. Bercovici
membru corespondent al Academiei R.P.R.

Akademia Nauk SSSR. Institut avtomatiki i telemehaniki. *Telemehanizația energosistem. Materialî soveșciania 1952 g. po telemehanizatii energosistem* (Telemecanizarea sistemelor energetice. Materiale prezentate la consfătuirea din 1952 pentru telemecanizarea sistemelor energetice). Izdatelstvo Akademii Nauk SSSR, Moscova, 1954.

În iunie 1952, Institutul de automatizare și de telemecanizare al Academiei de științe a U.R.S.S., în colaborare cu Direcția generală tehnică a Ministerului Centralelor Electrice al U.R.S.S., au organizat o consfătuire unională, avînd ca subiect telemecanizarea sistemelor energetice.

În U.R.S.S. se dă de mai multă vreme o importanță deosebită problemelor de automatizare și telemecanizare a proceselor de producție. Paralel cu introducerea și extinderea instalațiilor de automatizare și telemecanizare în mai toate ramurile de activitate economică, se urmăresc în de aproape studiile și cercetările științifice referitoare la schemele, dispozitivele și aparatele cele mai potrivite, precum și la rezultatele de exploatare, pentru principalele categorii de procese tehnologice de producție, pentru fiecare domeniu de aplicare a acestei ramuri a tehnicii noi.

Unul din domeniile cele mai importante de aplicare a automatizării și telemecanizării îi prezintă producția și distribuția energiei electrice, organizate în marile sisteme energetice. Importanța deosebită a automatizării și telemecanizării sistemelor energetice din U.R.S.S. se subliniază în directivele Congresului al XIX-lea al P.C.U.S., cu privire la cel de al cincilea plan cincinal, în modul următor:

« Să se realizeze folosirea pe scară largă a automatizării proceselor de producție la centralele electrice. Să se înfăptuiască automatizarea completă a hidrocentralelor raionale și să se treacă la introducerea telemecanizării în sistemele energetice »*).

În U.R.S.S., cu problemele tehnico-științifice de automatizare și telemecanizarea din industria energetică se ocupă Institutul de automatizare și telemecanizare al Academiei de științe a U.R.S.S. (IAT AN SSSR), Laboratorul electrotehnic central de cercetări științifice (ȚNIEL) Institutul de energetică al Academiei de științe a U.R.S.S. (ENIN AN SSSR), Institutul ORGRES, Laboratorul central de electromecanică (ȚLEM), uzina « Electropult » și cadrele institutelor tehnice de învățămînt superior; în numeroase centrale electrice și sisteme energetice din U.R.S.S., s-au pus în funcțiune în ultimii ani o serie de instalații și dispozitive de automatizare și telemecanizare pentru diferite procese de producție (automatizarea cen ralelor hidroelectrice și a sălilor de cazane din centralele termoelectrice, sincronizare automată, reanclanșarea rapidă automată a întrerupătoarelor, anclanșarea automată a rezervei, telecomanda și telemăsurarea din punctele de dispetcer ale sistemelor energetice etc.).

Scopul consfătuirii unionale din iunie 1952 a fost de a se face bilanțul experienței acumulate pînă la acel moment, în domeniul telemecanizării (telecomenzii și telemăsurării) sistemelor energetice, de a se examina și aprecia rezultatele cercetărilor tehnico-științifice și de a se stabili noi sarcini și orientări în acest domeniu. Pentru a se pune la îndemîna unui număr cît mai mare de ingineri și tehnicieni referatele prezentate la această consfătuire, discuțiile la care ele au dat loc și hotărîrile consfătuirii, Institutul de automatizare și telemecanizare al Academiei de științe a U.R.S.S. le-a strîns în volumul de care se ocupă prezenta recenzie și le-a publicat în 1954, sub îngrijirea unui colegiu de redacție compus din: M. A. Gavrilov (redactor responsabil), V. A. Ilin, S. P. Krasivski, K. P. Kurdiukov (secretar științific) V. S. Malov și R. L. Raines.

La consfătuire s-au prezentat un număr de 19 referate.

Cu problemele *generale de telemecanizare* a sistemelor energetice se ocupă primele trei referate, prezentate de: S. P. Krasivski *(Rezultatele și sarcinile principale ale lucrărilor pentru telemecanizarea sistemelor energetice)*. M. A. Gavrilov *(Problemele generale ale*

*) Directivele Congresului al XIX-lea al Partidului cu privire la cel de al cincilea plan cincinal de dezvoltare a U.R.S.S. pe anii 1951—1955. Ed. P.M.R., 1952, p. 9.

activității de cercetare științifică în domeniul telemecanizării sistemelor energetice) și B. A. Feodorov *(Proiectarea instalațiilor de telemecanizare și cerințele față de aparatajul de telemecanică).*

Cu problemele de *telecomandă* se ocupă următoarele trei referate, prezentate de M. A. Gavrilov *(Direcțiile principale în domeniul sporirii vitezei de funcționare a dispozitivelor de telecomandă)*, K. P. Kurdiukov *(Comutatoare fixatoare și folosirea lor în dispozitivele de telecomandă)* și R. L. Raines *(Dispozitivele de telecomandă ȚNIEL și perfecționările lor viitoare).* În aceste referate se cercetează structura dispozitivelor de telecomandă și rezultatele obținute cu noile tipuri de instalații, precum și siguranța și viteza de acționare a acestor dispozitive.

Cu problemele de *telemăsură* se ocupă 9 referate, prezentate de: N. A. Ghivartovskaia *(Căile de sporire a preciziei dispozitivelor de telemăsurare)*, V. A. Ilin *(Dispozitive de telemăsurare cu mai multe canale cu impulsuri)*, V. E. Kazanski *(Lucrările Institutului ORGRES în domeniul telemăsurilor)*, V. S. Malov *(Perfecționarea aparatajului de telemăsurare la distanțe mari)*, I. I. Mihailov *(Aparatura de telemăsurare prin numărarea impulsurilor)*, L. S. Sugaev și M. I. Liknițki *(Primele rezultate ale producției industriale de dispozitive de telemăsurare)*, G. N. Balasanov *(Convertizor static de putere cu rezistențe neliniare)*, S. A. Ghinzburg *(Convertizor static magnetic de putere)* și A. M. Pșenicinikov *(Traductor termoelectric de putere).* În aceste referate se tratează problemele de structură a dispozitivelor de telemăsurare și rezultatele practice obținute cu o serie de tipuri noi, în special cu convertizorii statici de putere, care sînt destinați a contribui în mod deosebit la dezvoltarea instalațiilor de telemăsură moderne; de asemenea se cercetează problema foarte importantă a folosirii în instalațiile de telemăsură a tehnicii impulsurilor.

Cu problema canalelor de transmitere a telecomenzilor și telemăsurărilor se ocupă un singur referat, prezentat de B. V. Sokolov *(Transmiterea semnalelor de telemecanică prin canale de înaltă frecvență în sistemele energetice).*

În fine, cu rezultatele obținute în exploatarea instalațiilor de telemecanică în sistemele energetice se ocupă trei referate, prezentate de: A. V. Bîkov, E. A. Riozanțev și V. A. Smidovici.

La sfîrșitul volumului se dă rezumatul discuțiilor în legătură cu referatele prezentate, la care au luat parte un număr de ingineri din exploatarea sistemelor energetice, din instituțiile de proïectări și cercetări de la catedrele din învățămîntul tehnic superior etc., precum și hotărîrile luate de consfătuire.

Din discuțiile și hotărîrile consfătuirii a rezultat necesitatea creșterii volumului producției de aparatură de telemecanizare, a normării volumului de înzestrare a sistemelor energetice cu instalații de telemecanizare, a elaborării de norme, prescripții și instrucții de construcție, încercare și exploatare a dispozitivelor de telemecanizare, precum și necesitatea dezvoltării mai departe a cercetărilor cu caracter științific în domeniul telecomenzilor, telemăsurărilor, reglajului automat și a telereglajului sistemelor energetice, a canalelor de înaltă frecvență pe lunile de transport a energiei electrice și a aparatajului corespunzător.

De asemenea se arată necesitatea pregătirii cadrelor și a colaborării cît mai strînse între instituțiile de cercetări științifice și cele de producție și exploatare.

Deși au trecut 3 ani de la ținerea acestei consfătuiri, totuși lucrările, discuțiile și hotărîrile ei păstrează întreaga lor valabilitate, ele constituind un punct de plecare sigur pentru oricine se interesează de problemele actuale ale telemecanizării sistemelor energetice. Cercetătorii pot găsi aici numeroase teme de preocupare și indicații prețioase pentru rezolvarea propriilor lor probleme. Unele referate cuprind bibliografii bogate permițînd celor interesați adîncirea subiectelor tratate.

M. Bercovici,
membru corespondent al Academiei R.P.R.

MANUALUL INGINERULUI ELECTRICIAN, *Teoria generală și măsurători.* Ed. tehnică, București, 1953, vol. I, format A5, pag. 683, fig. 274.

Apariția primului volum din *Manualul inginerului electrician* reprezintă un eveniment de seamă pe calea dezvoltării și emancipării tehnicii noastre.

După o pregătire minuțioasă a apărut această lucrare de mare importanță pentru îndrumarea profesională a inginerilor din toate domeniile electrotehnice. *Manualul inginerului electrician* este deosebit de manualele corespunzătoare străine, cunoscute în țara noastră, prin organizarea și capitolele noi pe care le prezintă și nu are un echivalent în literatura de spe-

cialitate. Este evident că această realizare fiind la prima ediție, nu este completă și mai are greșeli.

De aceea colectivul care semnează această recenzie și-a propus ca, în cele ce urmează, să releve unele din deficiențele de fond și de formă ale primului volum.

Volumul I cuprinde două secții:

— *Teoria generală*, cu capitolele: I. *Matematici*; II. *Mărimi și unități*; III. *Bazele fizice și teoretice ale electrotehnicii*.

— *Măsurători*, cu capitolul IV. *Măsurători electrice și magnetice*.

★

Înainte de toate este de precizat că din punctul de vedere structural, al planului, al materialului tratat și al nivelului, volumul corespunde scopului de a prezenta toate aspectele electrotehnicii și a da un ajutor efectiv inginerilor care lucrează la electrificarea țării.

După o introducere substanțială în matematicile necesare urmăririi teoretice a fenomenelor electrice și magnetice, cititorul este pus în contact cu realitatea fizică și cu încadrarea ei științifică în legi și relații, apte de a rezolva majoritatea problemelor ce apar în electrotehnică.

Se observă de asemenea o preocupare constantă de a doza materialul capitolelor și subcapitolelor după importanța lor pentru utilizările practice, cu toate că acest obiectiv nu a fost atins în toate compartimentele.

Mai trebuie subliniat încă odată că manualul, așa cum se prezintă, nu are un echivalent în literatura mondială de specialitate, deci trebuie să apreciem cu înțelegere lipsurile pe care le poate avea o primă ediție a unei opere atît de complexe și importante, care ar vrea să îmbrățișeze toate aspectele și domeniile electrotehnicii.

În primul capitol, *Matematici*, părți bine tratate și binevenite sînt analiza armonică funcțiile de variabilă complexă și calculul operațional.

S-ar putea discuta, îndelung, dacă tocmai felul cum a fost prezentat acest din urmă calcul este just sau potrivit. Mai precis, dacă are rost astăzi, cînd se cunoaște baza matematică a algoritmului descoperit de H e a v i s i d e, a începe tocmai cu acest calcul simplu și a renunța de la început la transformația Laplace, sau dacă este mai bine de a utiliza transformația Laplace în loc de cea dată de C a r s o n. Rezultatul va fi diferit, după cum se va întreba un matematician, sau un fizician și un electrician. Matematicianul va recomanda desigur calea deductivă, care pleacă de la teoria grupurilor și ajunge tîrziu la transformația Laplace și cea inversă a lui Bromwich-Wagner, spre a termina cu calculul în planul complex al transformărilor reciproce. Un fizician, dar mai ales un electrotehnician, va căuta însă a reprezenta cît mai nemijlocit substratul fenomenologic în calculul matematic și în acest caz nu încape nici o discuție că prezentarea dată este justă. Este bine a începe cu algoritmul operațional, deoarece el izvorăște din aplicarea legii lui Ohm la un circuit electric. Impedanța operațională poate să fie o noțiune abstractă chiar pentru matematicieni, dar pentru electricieni ea este simplă și curentă. Tot din acest motiv și pentru legătura cea mai directă cu algoritmul operațional, este de preferat integrala Carson celei a lui Laplace. Între altele, ea nu modifică dimensiunile mărimilor și permite stabilirea unor legi fizice simple și ușor de înțeles între imagini, atunci cînd ele ar deveni foarte complicate între funcțiile originale.

La definirea funcțiilor hiperbolice în paragraful 37 *), mai trebuie precizat că hiperbola echilaterală considerată trebuie să fie de forma $x^2-y^2=1$, deci $a^2=(OA)^2=1$, încît φ să apară ca o mărime fără dimensiune. Într-o hiperbolă echilaterală de forma $x^2-y^2=a^2$, argumentul funcțiilor hiperbolice este definit astfel $\varphi=2\pi\dfrac{S}{S_0}$, unde $S=$ aria $OPAO$ iar $S_0=\pi a^2$ (cu aceleași notații din manual în privința punctelor O, P și A).

Ecuațiile diferențiale sînt prezentate sistematic împreună cu metodele de integrare. La ecuațiile diferențiale neomogene nu se amintește soluția cu ajutorul funcției Green, cu toate că este utilizată deseori în probleme tehnice.

Seriile Fourier și analiza armonică sînt date în subcapitolul F**), avînd în vedere folosirea lor de către inginerii electrotehnicieni, dar tocmai din acest motiv era indicat a se aminti și polinoamele Fourier (serii finite) și polinoamele Fejér.

Se constată lipsa cîtorva subcapitole necesare calculelor inginerului; dintre cele mai esențiale lipsesc noțiuni de diferențiere și integrare grafică, integralele de linie și de suprafață, elemente din calculul erorilor și probabilităților, noțiuni de nomografie cu exemple din electrotehnică. Foarte des întîlnite în calcule sînt locurile geometrice determinate prin calcul complex,

*) p. 50.
**) p. 56.

importante în studiul circuitelor cu parametri variabili de curent alternativ şi care sînt prezentate în acest capitol de *Matematici*.

În capitolul *Mărimi şi unităţi*, din modul cum este redactat paragraful 30 *), rezultă indirect că regimul clasic exprimă just legile fundamentale din electricitate şi magnetism, iar operaţia raţionalizării s-a introdus numai pentru « suprimarea factorului 4π din anumite formule, ceea ce a condus inevitabil la apariţia lui în alte formule ». Această prezentare s-ar putea considera ca neobiectivă, atît din partea adepţilor raţionalizării, cît şi din partea celor împărţiali. Era mai just a se menţiona motivele reale care au determinat operaţia raţionalizării şi a se expune avantajele şi dezavantajele acestei operaţii.

Dat fiind că ne aflăm într-o fază de tranziţie în ceea ce priveşte raţionalizarea, este util a se scrie în mod paralel formulele în ambele sisteme.

Prezentarea celor două proiecte de terminologie ale electrotehnicii teoretice nu este potrivită. Era necesar să se prezinte o singură dată termenii care sînt definiţi şi să se prezinte un punct de vedere unic în privinţa termenilor definiţi diferit.

Sistemul de unităţi Gauss se discută pe larg, dar importanţa sa pentru electrotehnica modernă este minimă.

Se constată în capitolul II o sistematizare a sistemelor de unităţi dată în paragraful 11, p. 165. Sistemul Giorgi-Kalantarov este inclus printre principalele sisteme de unităţi.

Capitolul III, *Bazele fizice şi teoretice ale electrotehnicii* are multe particularităţi inedite şi datorită cercetărilor din ţara noastră. Sînt cîteva observaţii de făcut asupra acestui capitol, atît în ceea ce priveşte absenţa unor teme din manual, cît şi prezenţa unor greşeli importante, care există în unele teme tratate.

Astfel, subcapitolul *Electrocinetica* trebuie să mai cuprindă şi teoria curenţilor în conductoare masive, cu aplicaţii importante la calculul rezistenţei prizelor de pămînt, calculul rezistenţelor conductoarelor neliniare şi al contactelor electrice.

În paragraful 21 **), se spune că: « suprafeţele echipotenţiale ale unei perechi de sarcini, una pozitivă $+q$ şi una negativă $-q$, situate într-un mediu omogen şi infinit, sînt sfere... » Nu este precizată repartiţia sarcinilor pe corpurile considerate şi nici forma geometrică a corpurilor. În nici un caz însă, cînd corpurile sînt punctuale, suprafeţele echipotenţiale nu sînt sfere. Deci şi figura 10 bis nu este corespunzătoare problemei tratate. În continuare, trebuie subliniat că folosind metodele imaginilor electrice, sarcina $-q$ din interiorul suprafeţei metalizate S trebuie adusă pe suprafaţa S (spre a nu schimba forma cîmpului în exterior) şi nu « îndepărtată », cum se indică la pagina 235.

Formulele date pentru calculul capacităţii în paragraful 25 ***) sînt suficiente pentru uzul practic. Formulele date pentru calculul inductanţelor în paragraful 63 ****), sînt insuficiente. Astfel nu se găseşte în manual nici o formulă pentru calculul inductanţei bobinelor cilindrice, atît de des utilizate în toată electrotehnica.

Paragrafele 87 şi 88, privind curenţii turbionari şi efectul pelicular, sînt insuficiente pentru aceste subiecte atît de importante. Lipsesc cu desăvîrşire formulele de calcul din aceste paragrafe. La efectul pelicular, apariţia se explică calitativ, pe baza fazei tranzitorii de stabilire a repartizării, de la care se trece la faza staţionară în înaltă frecvenţă, prin analogia repartizării inductanţei. Această analogie este numai parţială, deoarece în faza tranzitorie inductanţa variază în timp, pe cînd în faza staţionară ea este constantă. Era mai bine a se considera aceste două faze separat şi a indica pentru fiecare formulele uzuale, exprimînd repartizarea cîmpului, rezistenţa efectivă şi inductanţa interioară. De altfel, aici se pot cita contribuţiile romîneşti pentru lămurirea rolului şi calculul fazei tranzitorii.

Capitolul *Măsurători* are multe calităţi, ca buna sistematizare şi bogăţie a materialului, figurile clare, cu toate că sînt neomogene. În schimb, caracterul şi stilul în care este expus nu se încadrează bine în restul volumului. Afară de puţine cazuri, la început, lipsesc definiţii sau fixări de terminologie. Figuri gen fotografic sînt mai puţin potrivite cu nivelul tehnic şi constructiv pe care trebuie să-l aibă manualul. Era necesar ca acest capitol să cuprindă şi metodele de etalonare a aparatelor electrice, dat fiind importanţa reetalonării periodice a aparatelor şi instrumentelor de măsură.

*

Observaţiile formale pe care ne permitem a le face nu au pretenţia de a fi complete sau importante. Dar claritatea expunerii, cît şi folosirea potrivită a termenilor ştiinţifici, sînt necesare unui manual de acest gen.

---

*) p. 30.
**) p. 234.
***) p. 236.
****) p. 253

În capitolul *Matematici* era util a se indica la sfîrșitul anumitor paragrafe, problemele importante din electrotehnică rezolvabile prin operațiile matematice tratate. Într-adevăr, puțini ingineri știu în ce cazuri se aplică «wronskianul» *) sau «iacobianul» **). În paragraful 92, aplicațiile se indică, ceea ce mărește mult valoarea practică a părții teoretice. În schimb, la paragraful 87 ***), ecuațiile diferențiale liniare de ordinul II nu se tratează general, ci numai pe exemplul oscilațiilor.

Exprimarea unui număr complex în diferitele forme indicate în paragraful 65 ****), nu este cea mai potrivită; din aceste formule rezultă că un număr este definit prin 3 parametri: a, b, φ. În locul factorului $\sqrt{a^2 + b^2}$ era indicat să se folosească o singură literă, spre exemplu ρ, reprezentînd astfel modulul numărului complex.

Prezentarea transformării Carson din calculul operațional cu tabelele de originale nu este folosită la rezolvarea circuitelor în regimul tranzitoriu din capitolul III (în acest capitol se folosește transformata Laplace și se dau tabele de originale și transformate în paragraful 400 etc.). Acest fapt nu este în favoarea unității manualului. Folosirea simbolului p în subcapitolul V *****) în locul simbolului $\frac{d}{dt}$ nu este caracteristic pentru metoda complexă (unde se folosește de fapt $j\omega$), ci pentru metoda operațională.

Era necesar ca în manual să fie cuprinsă și o tabelă cu valorile constantelor universale, cît și un index pe materii la finele volumului, prin care orientarea în volum ar fi fost ușurată. Deși permeabilitatea și permitivitatea vidului (care au valori numerice diferite în diferitele sisteme de unități) au valorile numerice date la pagina 197 și redate la pagina 368, cu toate acestea este greu a le găsi, fără o indicație specială.

La paragraful 337 ******), era poate util a se aminti și relieful sinus și tangentă indicate de E m d e și utilizate des pentru calculul grafic rapid al liniilor lungi. De asemenea era util să se prezinte și studiul liniilor lungi în regim tranzitoriu cu exemple concrete.

Nu în tot manualul termenii folosiți sînt definiți corect. Astfel, în paragraful 42 se spune că B i o t și S a v a r t au stabilit că un «curent practic infinit» produce în jurul său un cîmp magnetic H... Trebuie precizat că termenul «infinit» folosit în această frază nu se referă la mărimea curentului, ci la lungimea conductorului, prin care trece curentul. S-ar putea da și alte exemple de acest fel.

Subcapitolul *Electricitate atmosferică* este interesant și clarifică problemele din punct de vedere fizic, dar este necesar a se da un alt titlu subcapitolelor: *Electricitatea timpului frumos* și *Electricitatea timpului de furtună*, spre a nu se crea confuzii.

Grija pentru figuri clare, care să lămurească o chestiune, chiar fără text, trebuie să fie o preocupare de seamă la alcătuirea unui astfel de volum. Dar, în volum se întîlnesc figura 20 de la pagina 92, figura 21 de la pagina 110 și figura 103 de la pagina 329 neconforme cu STAS (în privința semnelor convenționale generale), iar prima este prea simplistă. Semnele convenționale STAS trebuiau prezentate într-o tabelă.

Tabelele matematice de la finele volumului nu sînt suficiente și repetă unele formule din capitolul *Matematici* fără vreo altă sistematizare.

Erata prezentată în manual nu este completă. În manual mai există încă greșeli și necorespondență între figuri și text.

Era necesar de asemenea ca în manual să se indice o bibliografie amplă, la care să se trimită cel care-l consultă, spre a adînci o problemă anumită.

Aceste observații s-ar putea continua. Scopul acestei recenzii nu este însă a epuiza toate lipsurile manualului și care vor fi probabil constatate și înlăturate de către înșiși autorii la o nouă ediție. Editarea manualului este însă o realizare de mare importanță pentru completarea literaturii noastre electrotehnice de bază și așteptăm cu interes apariția volumelor următoare.

A. Avramescu,
C. Bîlă și *I. Solomon*

*) § 8, p. 25.
**) § 13, p. 27.
***) p. 90.
****) p. 73.
*****) § 398, p. 485.
******) p. 384.

G. E. PUHOV i S. P. AMOSOVA, *K raşciotu nelineinîh ţepei peremennogo i postoiannogo toka* (Asupra calculului circuitelor neliniare de curent alternativ şi continuu). Electricestvo, 1954, nr. 10, p. 39.

Autorii propun o metodă de calcul simplă, care permite rezolvarea unei reţele de configuraţie oricît de complexă şi conţinînd orice număr de elemente neliniare, în cazul în care neliniarităţile sînt suficient de mici pentru a se putea considera că tensiunile şi curenţii din circuit sînt de formă sinusoidală.

Ideea care stă la baza articolului este de-a înlocui fiecare element neliniar din circuit printr-o impedanţă echivalentă, al cărei modul şi a cărei fază sînt funcţii de amplitudinea curentului care străbate impedanţa. Autorii introduc astfel noţiunea nouă de impedanţă a unei reţele neliniare. Ca urmare, problema devine rezolvabilă pe baza ecuaţiilor lui Kirchoff, în care intervin în locul elementelor neliniare impedanţele echivalente. Întrucît aceste impedanţe sînt funcţie de curentul care le străbate şi acest curent este necunoscut la începutul calculului, rezolvarea efectivă se face prin metoda iteraţiei.

Pentru aplicarea metodei este necesară ridicarea preliminară a aşa-numitelor caracteristici neliniare complexe, care reprezintă tensiunea şi defazajul ei în funcţie de curentul care străbate impedanţa echivalentă. Se presupune că aceste caracteristici sînt funcţii monotone de curent şi se enunţă criteriile după care trebuie procedat pentru a asigura convergenţa cît mai rapidă a calculului. În esenţă, ecuaţiile reţelei se alcătuiesc astfel, încît în membrul stîng al ecuaţiilor să apară mărimile I_k sau U_k, după cum caracteristica U_k I_k tinde să devină paralelă cu axa I_k, respectiv U_k. Se examinează riguros convergenţa metodei în cazul circuitului de curent continuu cu un singur element neliniar.

Exemplele numerice care se dau la sfîrşitul articolului arată că în general, după circa 4 aproximaţii se obţine valoarea căutată cu precizia riglei de calcul, indiferent de valoarea arbitrară luată la început drept primă aproximaţie.

Întrucît se presupune că, curenţii şi tensiunile din circuit sînt de formă sinusoidală, domeniul de aplicaţie a metodei este oarecum restrîns. După cum rezultă şi din aplicaţiile numerice, precizia scade pe măsură ce neliniaritatea elementelor din circuit creşte. În cazul neliniarităţilor mici, metoda prezintă însă avantajul unui maximum de simplicitate. Ideea de a folosi la rezolvarea circuitelor cu neliniarităţi mici metodele clasice din teoria circuitelor liniare este fără îndoială fructuoasă şi a fost studiată şi la noi [1]. Credem că metoda care face obiectul prezentei recenzii poate fi generalizată pentru a ţine seama şi de prezenţa armonicelor.

M. Popov

BIBLIOGRAFIE

1. M. Marinescu şi M. Popov, *Rezolvarea reţelelor cuprinzînd elemente neliniare*. Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, nr. 1—2, ianuarie—iunie 1952, p. 73.

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R.

CONSFĂTUIREA CU MINISTERELE ŞI DIRECŢIILE INDUSTRIALE ÎN LEGĂTURĂ CU CONSUMUL DE ENERGIE TERMICĂ ŞI COMBUSTIBIL ÎN INDUSTRIE

DE

N. PĂNOIU şi CSABA NAGY

Mergînd pe drumul trasat de partid şi guvern în august 1954, care prevede creşterea necontenită a acumulărilor socialiste şi a scăderii preţului de cost al bunurilor de toate felurile, care să conducă la creşterea nivelului de trai al oamenilor muncii, Institutul de energetică a iniţiat o campanie de determinare ştiinţifică şi urmărire, îndeaproape, a consumului de energie sub toate formele sale, în dezvoltarea tuturor proceselor industriale.

Determinarea consumurilor de energie sub toate formele conduce la fixarea de norme ştiinţifice, reprezintă o parte din marea acţiune ce se duce pe linia economiei de materiale în vederea scăderii preţului de cost, energia reprezentînd în multe procese tehnologice o pondere mare în preţul de cost.

Mergînd pe această linie, în anii trecuţi s-a abordat urmărirea consumurilor de energie electrică, întrucît pentru această formă de energie se găsesc mai uşor în industrie atît aparatele de măsură, cît şi personalul necesar.

Rezultatele obţinute pentru energia electrică au fost fructuoase, conducînd în multe industrii la economii importante.

Întrucît urmărirea consumurilor de combustibil şi energie termică pune probleme mai dificile, atît în ceea ce priveşte aparatele de măsură, cît şi personalul necesar, a fost lăsată să fie atacată în anul acesta şi în anii cincinalelor viitoare.

Pentru a pune problema consumului specific de energie termică şi combustibil, Institutul de energetică a convocat în ziua de 27 aprilie 1955 la Casa oamenilor de ştiinţă, reprezentanţi ai ministerelor, direcţiilor, departamentelor şi ai industriei din Capitală, cu care ocazie s-a ţinut un referat care a tratat problema consumurilor de combustibil şi energie termică în industrie.

În referat s-a arătat în primul rînd care este ordinea importanţei consumatorilor de combustibil în industrie, care este risipa de combustibil şi care pot fi economiile ce se pot realiza numai printr-o preocupare atentă a personalului de exploatare dela instalaţiile consumatoare de combustibil.

S-a arătat după aceea, care sînt metodele de urmărire a consumurilor de combustibil şi cum pot fi aplicate aceste metode în industrie.

S-a scos în evidență cu această ocazie că metoda cea mai indicată în urmărirea consumului de combustibil este metoda bilanțului termic, metodă care trebuie generalizată în toată industria.

S-a accentuat de asemenea că bilanțurile ce vor trebui întocmite vor fi deocamdată în majoritatea cazurilor bilanțuri simple, care necesită minimum de aparataj și de personal de specialitate.

Referatul a conchis că acțiunea de urmărire a consumurilor de energie termică și combustibil nu trebuie privită ca o campanie ci ca o preocupare permanentă, care trebuie să cuprindă masele largi de muncitori, tehnicieni și ingineri.

La discuții, participanții au ridicat o serie de probleme specifice ramurii industriale, pe care o reprezentau.

Pentru lămurirea chestiunilor de detaliu ce trebuie avute în vedere în decursul acestei acțiuni, Institutul de energetică a convocat după aceea opt ministere, cu care s-a discutat cum trebuie atacate problemele pentru fiecare industrie în parte.

S-au făcut de asemenea o serie de deplasări în diverse întreprinderi ale Ministerului Industriei Chimice, Alimentare, Metalurgice etc., pentru a se arăta la fața locului metodologia de lucru.

O serie de ministere cu care colaborează Institutul de energetică au și trecut la urmărirea consumurilor de combustibil, care s-a soldat cu importante economii de combustibil și creșterea productivității agregatelor urmărite.

Cu ocazia consfătuirii ținute s-au scos în evidență, de către reprezentanții industriei, o serie de lipsuri, care vor provoca greutăți în această acțiune. Printre aceste greutăți se enumeră: lipsa aparatelor de măsură, lipsa personalului de specialitate, slaba pregătire a personalului de exploatare etc.

În încheiere, s-a arătat că acolo unde nu va fi posibilă urmărirea consumului specific de combustibil pe baza unor studii termotehnice detaliate rezultate din bilanțuri termice, studii ce necesită multe aparate de măsură și personal de specialitate, să se treacă la o serie de măsuri tehnico-organizatorice, care conduc inevitabil la economii de combustibil, ca:

— să se sistematizeze evidența contabilă a consumurilor de combustibil și energie termică;

— să se acorde o grijă deosebită la manipularea combustibilului, atît la descărcarea din vagoane, cît și în depozitele de combustibil;

— urmărirea consumurilor agregatelor importante cu metode simple (rezervoare de zi, flanșe de măsură confecționate din resurse locale etc.);

— urmărirea pierderilor importante care apar în cadrul proceselor tehnologice și preocuparea permanentă de reducere (abur de eșapament, aburi de la instalații de vaporizare, gaze de ardere etc.).

Sîntem convinși că dacă problema combustibilului va fi urmărită îndeaproape, va aduce economii importante în economia națională și va degreva totodată bugetul statului de investiții în instalații de extracție, urmînd ca aceste investiții economisite să fie investite în alte sectoare industriale.

Problema combustibilului fiind o problemă extrem de importantă în cincinalele viitoare, și care se poate solda cu economii de milioane de lei, trebuie urmărită cu toată seriozitatea de toate forurile industriale.

Trebuie remarcat însă, că în multe din instalațiile industriale importante există aparate de măsură, cu ajutorul cărora s-ar putea urmări consumul specific de combustibil și desfășurarea întregului proces tehnologic. Aceste aparate de cele mai multe ori nu sînt în stare de funcțiune, sau dacă funcționează, indicațiile acestor aparate sînt în cele mai multe cazuri eronate, deoarece aparatele nu au mai fost verificate de la instalare.

De asemenea, în multe întreprinderi există o serie de aparate nemontate, care stau în magazie.

Este necesar ca toate aparatele de măsură existente să fie verificate și puse de urgență în funcțiune.

De asemenea, aparatele care mai zac încă prin magazii să fie montate la agregate.

Funcționarea acestor aparate trebuie urmărită de personalul de exploatare, pentru ca procesul tehnologic să fie condus conform prescripțiilor de exploatare.

Urmărirea științifică a procesului tehnologic, pe baza aparatelor de măsură, conduce la economii importante de combustibil și materie primă și la creșteri importante de productivitate a agregatelor.

CONSFĂTUIREA ASUPRA PROBLEMELOR DE AUTOMATIZĂRI ORGANIZATĂ DE ACADEMIA R.P.R.

DE

M. POPOV

Dezvoltarea impetuoasă a automatizărilor în tehnica modernă a găsit în ultimul timp un ecou şi în ţara noastră, unde diferite colective de cercetători au început să se preocupe de problema automatizărilor şi chiar au înregistrat unele succese. Pe măsură ce ţara noastră va progresa din punct de vedere tehnic, automatizările proceselor de producţie vor căpăta, în mod necesar, o amploare din ce în ce mai mare. O condiţie preliminară, necesară în acest scop, este însă ca întreaga activitate a cercetărilor în domeniul automatizărilor să fie bine îndrumată şi coordonată. Apreciind că a sosit momentul pentru a coordona activitatea diferitelor colective în domeniul automatizărilor, Academia R.P.R. a instituit Comisia de automatizări. Totodată, pentru a determina o mişcare de masă în direcţia automatizărilor, Academia R.P.R. a organizat prima consfătuire pe ţară asupra problemelor de automatizări, consfătuire care a avut loc în zilele de 14, 15 şi 16 mai 1955.

Principalul obiectiv al consfătuirii a fost de a aduce la cunoştinţă cercurilor de specialişti realizările mai importante din domeniul automatizărilor, problemele principale care se pun, stadiul în care se găsesc astăzi aceste probleme, situaţia de la noi din ţară în această privinţă precum şi direcţiile în care este de dorit ca să se dezvolte în viitor automatizările în ţara noastră. În acest scop s-au ţinut în cadrul consfătuirii o serie de referate tratînd despre problemele menţionate mai sus.

Într-un referat introductiv, acad. I. S. Gheorghiu a arătat importanţa automatizărilor în ridicarea productivităţii muncii, îmbunătăţirea calităţii produselor, uşurarea condiţiilor de muncă, mărirea securităţii muncii etc., expunînd totodată noţiunile teoretice fundamentale ale teoriei sistemelor de reglaj automat. Referatul a constituit o privire generală asupra problemelor de automatizare, cuprinzînd în mod sintetic probleme care au fost analizate mai pe larg în celelalte referate.

Sistemele de reglaj automat cu comandă continuă au făcut obiectul referatului *Automatizarea proceselor de producţie utilizînd relee şi contactori* de ing. I. Papadache, în care s-au examinat avantajele şi inconvenientele automatizărilor de acest gen, s-au expus elementele folosite şi s-au dat exemple de procese tehnologice automatizate pe această cale, atrăgîndu-se atenţia că într-o primă etapă viitoare, cele mai multe automatizări din R.P.R. vor fi cu comandă discontinuă.

Cu deosebit interes a fost urmărit referatul acad. Gr. Moisil, intitulat *Teoria algebrică a schemelor cu contacte şi relee*, în care s-a arătat aportul şcoalei sovietice şi a cercetătorilor din R.P.R. în domeniul aplicării aparatului matematic al algebrei abstracte la analiza şi sinteza schemelor cu contacte şi relee.

În referat s-au expus pe scurt metodele lui Sestakov (a algebrei logice şi a dezvoltărilor diadice) precum şi metoda nouă introdusă de acad. Gr. Moisil, a congruenţelor de numere întregi şi a imaginarelor lui Galois. Din referat a rezultat faptul îmbucurător că şi în acest domeniu ştiinţa şi talentul savanţilor romîni a început să-şi spună cuvîntul.

Sistemele de reglaj automat cu comandă continuă au format obiectul unui referat al prof. C. Vazaca, în care s-au precizat noţiunile de bază, tipurile fundamentale de servo-mecanisme şi problemele principale care se întîlnesc la analiza şi sinteza schemelor de reglaj automat cu comandă continuă, dînd ca exemplu o maşină de frezat cu copiere automată.

Referatele următoare au analizat anumite aspecte speciale ale problemelor de automatizare.

Astfel, în referatul tov. conf. Damsker intitulat *Automatizarea separată şi complexă (în ansamblu) a mecanismelor tehnologice* s-a analizat automatizarea individuală a fiecărui mecanism în parte şi autorealizarea ansamblului de mecanisme care constituie o unitate organică de producţie ţinînd seama de forma materialelor care intră în procesul tehnologic (formă fluidă, pulberi sau bulgări, bucăţi şi fire sau benzi). În referat s-au dat exemple de automatizări folosite în industrie, în mare parte realizate la noi în ţară.

Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice a format obiectul referatului tov. conf. Stere Roman, în care s-au prezentat traductorii şi circuitele de măsurare, trecînd pe scurt în revistă şi celelalte elemente ale sistemelor de măsurare şi dînd exemple de dispozitive complete de măsurare.

Sub titlul *Automatizări în sistemele energetice*, un colectiv compus din conf. Sergiu Călin, conf. Cornel Penescu, conf. Călin Mihăileanu şi ing. A. Moraru a prezentat automatizările

de ansamblu (reglarea automată a frecvenței și a puterii actice și descărcarea automată la suprasarcini), automatizările de zonă (reglarea automată a tensiunii și a puterii reactive și forțarea excitației), și automatizările locale (anclanșarea automată a rezervei — reanclanșarea automată rapidă și sincronizarea automată), analizînd situația de la noi din țară și făcînd propuneri pentru dezvoltarea viitoare a lucrărilor.

Ing. E. Bugaevski a prezentat referatul *Procedee de automatizare pe cale mecanică*, în care a arătat diferite metode de automatizare pe cale mecanică, descriind principalele construcții de acest fel și a dat indicații pentru alegerea sistemului mecanic în diferite situații.

Construirea în R.P.R. a elementelor și instalațiilor de automatizare a format obiectul referatului ing. M. Stere, în care s-a analizat situația actuală și s-au făcut propuneri cu privire la fabricarea unor elemente care au fost descrise din punct de vedere constructiv.

După conferințe, referenții au răspuns la întrebările puse de participanți.

În ultima zi a consfătuirii au avut loc discuții, la care a participat un mare număr dintre delegații întruniți la consfătuire. În cadrul discuțiilor s-au adus unele completări la referate, în special privitor la realizările de la noi din țară și la măsurile care trebuie luate pentru viitor, s-au semnalat anumite procese de producție care ar trebui automatizate și s-au ridicat o serie întreagă de probleme, ca: formarea de cadre, necesitatea de publicații în domeniul automatizărilor, importanța colaborării dintre colective. Aceste discuții au contribuit mult la concretizarea concluziilor care s-au formulat în timpul consfătuirii și au fost aprobate de către participanți înainte de încheierea dezbaterilor. În aceste concluzii s-a arătat că dezvoltarea automatizărilor la noi în țară în momentul de față este insuficientă și s-au precizat măsurile care urmează să fie luate pentru a determina dezvoltarea automatizărilor în etapa imediat următoare. S-au precizat sarcinile comisiei de automatizare, de îndrumare, coordonare și control ale cercetărilor, studiilor, proiectărilor și realizărilor din domeniul automatizărilor. S-a hotărît înființarea unui centru de documentare în problemele de automatizare și rezervarea unui spațiu tipografic, în revistele existente, pentru aceste probleme. Toate aceste măsuri, la care se adaugă înființarea de brigăzi mixte, organizarea unui atelier de prototipuri și produse finite, înființarea în anii următori a unui institut de automatizări și tehnica măsurătorilor, al Academiei R.P.R., deschid perspectiva unei perioade de avînt în domeniul automatizărilor. Coordonarea eforturilor susținute ale unui număr din ce în ce mai mare de ingineri și tehnicieni va duce în anii care vor urma la dezvoltarea cu pași repezi a automatizărilor, cu toate consecințele sale binefăcătoare pentru economia națională.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul V 1955

INDICE ALFABETIC

	Nr.	Pag
TERMOTEHNICĂ		
ANTONESCU N., Proiectarea economică a sistemului fierbător la cazanele de radiaţie	1–2	63
BĂRĂNESCU G., O metodă generală de calcul a parametrilor termodinamici în procesele de scurgere a gazelor în regim variabil	1–2	7
BĂRĂNESCU G., Extinderea valabilităţii ecuaţiei $pV^{\varkappa} = \text{const.}$	3–4	331
BUIMOVICI D., Umiditatea cărbunelui la 100°C (Izotermele de desorbţie ale vaporilor de apă de către lignit la temperatura de 100°C)	1–2	77
GHIA V., O nouă metodă de calcul a arderii cu recirculaţie aplicată la cuptoare	1–2	29
GHIA V., Înlăturarea suprasolicitării termice a recuperatoarelor folosite la cuptoare, prin utilizarea răcirii cu aer şi cu gaze recirculate	3–4	255
IOANID PAUL, Asupra utilizării presiunii naturale a gazului metan în scopuri frigorifice şi energetice în aparate fixe	3–4	287
SAPHIER I. şi IOANID P., Posibilitatea obţinerii de energie mecanică, căldură şi frig cu ajutorul unei turbine de trecere, prin utilizarea presiunii naturale a gazului metan	3–4	267
STAICU C. I., Analiza dimensională. Convecţia staţionară în circulaţia liberă	3–4	317
ENERGETICĂ GENERALĂ		
NAGY CSABA şi CARACUDOVICI VICTOR, Analiza consumului specific de energie electrică în industrie	1–2	85
SAPHIER IGNAT I., Caracteristicile energetice ale producţiei industriale	3–4	335
SMUC ALEXANDRU şi WEISS MARTIN, Sistem de indici pentru electrificare agricolă şi rurală	3–4	359
MAŞINI TERMICE		
BĂRĂNESCU G., Determinarea momentelor optime de comandă a supapelor motoarelor cu ardere internă	3–4	381
ELECTROTEHNICĂ		
ANTONIU ION S., Funcţionarea wattmetrelor electrodinamice în regim deformant	3–4	547
AVRAMESCU A. şi IACOB AURELIAN, Calculul încălzirii unui conductor neomogen format din două porţiuni diferite	1–2	191
AVRAMESCU AUREL, Încălzirea adiabatică a conductorilor din cupru, aluminiu şi argint	3–4	477
BUDEANU C., Metode de calcul în regim de curenţi nesinusoidali	3–4	531
DIMO P., O cale nouă pentru aprecierea stabilităţii sistemelor energetice (consumatorul unic echivalent)	1–2	121

	Nr.	Pag.
DIMO P., ARIE E., MANEA F. şi IONESCU S., Verificări experimentale şi precizări în problema supratensiunilor prelungite constatate la reţelele de înaltă tensiune cu neutrul izolat	3—4	435
MANEA F., Funcţionarea staţionară simetrică a maşinii sincrone în domeniul saturat..	3—4	395
MANEA F., Studiul comparativ al unei noi căi de apreciere a stabilităţii statice a sistemelor electrice	3—4	423
MARINESCU MATEI, « Electrotehnica parametrică » şi cercetările în acest domeniu, efectuate la Institutul de energetică al Academiei R.P.R.	1—2	109
MARINESCU M. şi POPOV M., Asupra condiţiilor de « minimum de greutate » a maşinilor parametrice	3—4	467
PARTENI ANTONI CESAR, Încărcări nesimetrice la generatoarele sincrone	1—2	161
PARTENI ANTONI CESAR, Studiu comparativ pentru producerea curentului continuu de mare intensitate	3—4	489
PARTENI ANTONI CESAR şi ŞTEFĂNESCU NICULAE, Comportarea motorului de curent continuu cu excitaţie independentă la alimentare cu o tensiune mărită	3—4	507
RACOVIŢĂ M., Perfecţionarea metodei de proiectare a corectorului de atenuare în X..	1—2	201

COMBUSTIBILI SOLIZI

BLUM I., PIATKOWSKI TH. şi SÎRBU N., Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota II. Încercări de desulfurare a cărbunilor din Valea Jiului prin cocsificarea lor în curent de gaze. Desulfurarea în curent de hidrogen	1—2	215
BLUM I., MANDEL H., şi MAFTEI D., Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota III. Cercetarea acţiunii desulfurante a unor gaze în procesul de cocsificare a cărbunilor din Valea Jiului	3—4	565

NOTE

ANTONIU ION S., Asupra utilizării transformării lui Laplace sau a transformării lui Carson în calculul operaţional folosit în electrotehnică	3—4	578
BĂRĂNESCU G., O definiţie generală a noţiunii de mol	1—2	227
DIMO P., Rezultate experimentale pentru verificarea studiului « supratensiunilor prelungite » în reţele cu neutru izolat	1—2	228
DRĂGAN GLEB, Alegerea lungimii conductorului de protecţie la intrarea liniilor aeriene în staţii	1—2	232
GHIA V., Asupra unui procedeu indirect de determinare a debitului de gaze de ardere evacuate din cuptoare	3—4	575
PARTENI ANTONI CESAR, Izolaţia transformatorului	1—2	229

RECENZII

EVTIANOV S. I., *Radioperedainscie ustroistva* (Instalaţii de radioemisiune), de *Schächter Samson*	1—2	238
GOFMAN I. V. şi GOSPITALNIK G. L., *Organizaţia i planirovanie energohoziastva promîşlennîh predpriatii* (Organizarea şi planificarea gospodăriei energetice a întreprinderilor industriale), de *Bercovici M.*	3—4	583
MIHAILOV N. M., *Borba s zatrudneniami pri postuplenii na elektrostanţii vlajnogo ili smerzsegosea topleva* (Combaterea dificultăţilor la alimentarea centralelor electrice cu combustibil umed sau îngheţat), de *Sîrbu N.*	1—2	240
PUHOV G. E. şi AMOSOVA S. P., *K raşciotu nelineinîh ţepei peremennogo i postoiannogo toka* (Asupra calculului circuitelor neliniare de curent alternativ şi continuu), de *Popov M.*	3—4	590
*** Akademia Nauk SSSR. Institut avtomatiki i telemehaniki. *Telemehanizaţia energosistem. Materiali soveşciania 1952 g. po telemehanizaţii energosistem* (Telemecanizarea sistemelor energetice. Materiale prezentate la consfătuirea din 1952 pentru telemecanizarea sistemelor energetice) de *Bercovici M.*	3—4	585
*** Manualul inginerului electrician, vol. I, *Teoria generală şi măsurători*, de *Avramescu A., Bilă C.* şi *Solomon I.*	3—4	586

	Nr.	Pag.
.*. Normarea şi analiza consumului de energie electrică în industrie. *Culegere de material documentar*, de *Manea S.*	1—2	237

DIN VIAŢA ŞTIINŢIFICĂ A U.R.S.S.

.*. Chimia şi geneza combustibililor fosili solizi. Lucrările primei Conferinţe Unionale din anul 1950, de *I. B.* şi *I. N.*	1—2	241

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R.

PĂNOIU N. şi NAGY CSABA, Consfătuirea cu ministerele şi direcţiile industriale în legătură cu consumul de energie termică şi combustibil în industrie	3—4	591
POPOV M., Consfătuirea asupra problemelor de automatizări organizată de Academia R.P.R.	3—4	593

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

СОДЕРЖАНИЕ ТОМА V ЗА 1955 ГОД

	№	Стр.
ТЕРМОТЕХНИКА		
АНТОНЕСКУ Н., Экономическое проектирование кипятильной системы экранных котлов	1—2	63
БУЙМОВИЧ Д., Влажность угля при 100° (Изотермы десорбции водяных паров лигнитом при 100-градусной температуре)	1—2	77
БЭРЭНЕСКУ Г.. Общий метод расчета термодинамических параметров в процессах течения газов при переменном режиме	1—2	7
БЭРЭНЕСКУ Г., Расширение применимости уравнения $pV^{\varkappa} = \text{const}$.	3—4	331
ГИА В., Новый метод расчета повторно циркуляционного горения в применении к печам	1—2	29
ГИА В., Устранение перегрева рекуператоров заводских печей путем их воздушного охлаждения и охлаждения рециркулировавшими газами	3—4	255
ИОАНИД П., Использование естественного давления газа метана в стационарных охладительных и энергетических установках	3—4	287
САФИР И. и ИОАНИД П., Возможность выработки механической энергии, теплоты и холода при помощи пропускной турбины путем использования естественного давления газа метана	3—4	267
СТАИКУ К. И., Размерный анализ. Стационарная конвекция при свободной циркуляции	3—4	317
ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА		
НАГИ К. и КАРАКУДОВИЧ В., Исследование удельного расхода электроэнергии в промышленности	1—2	85
САФИР И. И., Энергетические характеристики промышленного производства	3—4	335
СМУК А. И. и ВЕЙС М., Система показателей для сельскохозяйственной и сельской электрификации	3—4	359
ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ		
БЭРЭНЕСКУ Г., Определение оптимальных моментов приведения в действие клапанов моторов внутреннего сгорания	3—4	381
ЭЛЕКТРОТЕХНИКА		
АВРАМЕСКУ А. и ЯКОБ А., Расчет нагрева неоднородного провода, состоящего из двух разных частей	1—2	191
АВРАМЕСКУ А., Адиабатический нагрев медных, алюминиевых и серебряных проводов	3—4	477
АНТОНИУ И. С. Функционирование электродинамических ваттметров при искажающем режиме	3—4	547
БУДЯНУ К., Методы расчета при режиме несинусоидальных токов	3—4	531

ДИМО П., Новый способ определения устойчивости энергетических систем (единый эквивалентный потребитель) . . . . . 1—2 121

ДИМО П., АРИЕ Е., МАНЯ Ф. и ИОНЕСКУ С., Экспериментальные проверки и уточнения в вопросе длительных перенапряжений в сетях высокого напряжения с изолированной нейтральной жилой . . . . . 3—4 435

МАНЯ Ф., Симметричная стационарная работа синхронной машины в области насыщения . . . . . 3—4 395

МАНЯ Ф., Новый метод определения статической устойчивости электрических систем . . . . . 3—4 423

МАРИНЕСКУ М., «Параметрическая электротехника» и исследования в этой области, произведенные в Институте энергетики Академии РНР . . . . . 1—2 109

МАРИНЕСКУ М. и ПОПОВ М., Об условиях достижения минимального веса параметральных механизмов . . . . . 3—4 467

ПАРТЕНИ АНТОНИ Ч., Несимметричные нагрузки синхронных генераторов . . . 1—2 161

ПАРТЕНИ АНТОНИ Ч., Сравнительное исследование в связи с выработкой постоянного тока большой силы . . . . . 3—4 489

ПАРТЕНИ АНТОНИ Ч. и ШТЕФЭНЕСКУ Н., Состояние двигателя постоянного тока с независимым возбуждением при питании током повышенного напряжения . 3—4 507

РАКОВИЦЭ М., Усовершенствованный метод проектирования x-образного корректора затухания . . . . . 1—2 201

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

БЛЮМ И., ПЯТКОВСКИЙ Т. и СЫРБУ Н,. Опыты обессеривания коксующегося угля Румынской Народной Республики. Сообщение II. Опыты обессеривания угля, добываемого в Валя Жиулуй, путем коксования в струе газа. Обессеривание в струе водорода . . . . . 1—2 215

БЛЮМ И., МАНДЕЛЬ Х. и МАФТЕЙ Д., Опыт обессеривания коксующегося угля в РНР. Сообщение III. Исследование обессеривающего действия некоторых газов в процессе коксования угля в Валя Жиулуй . . . . . 3—4 565

ЗАМЕТКИ

АНТОНИУ И. С., Об использовании преобразования Лапласа или преобразования Карсона в электротехнических оперативных расчетах . . . . . 3—4 578

БЭРЭНЕСКУ Г., Общее определение понятия моль . . . . . 1—2 227

ДИМО П., Экспериментальные данные для проверки исследования «продолженных сверхнапряжений» в сетях с изолированной нейтральной жилой . . . . . 1—2 228

ДРЭГАН Г., Выбор длины защитного провода при входе воздушных линий в электростанцию . . . . . 1—2 232

ГИА В., Об одном способе косвенного определения дебита газов сгорания выпускаемых из печей . . . . . 3—4 575

ПАРТЕНИ-АНТОНИ Ч., Изоляция трансформатора . . . . . 1—2 229

РЕЦЕНЗИИ

ГОФМАН И. В. и ГОСПИТАЛЬНИК Г. Л., Организация и планирование энергохозяйства промышленных предприятий, *Беркович М.* . . . . . 3—4 583

ЕВТИАНОВ С. И., Радиопередаточные устройства, *Шехтер-Самсон* . . . . . 1—2 238

МИХАЙЛОВ Н. М., Борьба с затруднениями при поступлении на электростанции влажного или смерзшегося топлива, *Сырбу Н.* . . . . . 1—2 240

ПУХОВ Г. Е. и АМОСОВА С. П.. К расчету нелинейных цепей переменного и постоянного тока, *Попов М.* . . . . . 3—4 590

* * * Академия Наук СССР. Институт автоматики и телемеханики. Телемеханизация энергосистем. Материалы совещания 1952 г. по телемеханизации энергосистем, *Беркович М.* . . . . . 3—4 585

* * * Пособие инженера-электротехника т. 1. Общетеоретическая часть и измерения, *Аврамеску А., Былэ К. и Соломон И.* 3-4 586

* * * Нормировка и анализ потребления электроэнергии в промышленности. Сборник документальных материалов . . . . . 1—2 237

НАУЧНАЯ ЖИЗНЬ В СССР

* * * Химия и зарождение твердых ископаемых топлив. Робота первой Всесоюзной Конференции 1950 г. *И. Б.* и *И. Н.* . . . . . 1—2 241

ДЕЯТЕЛЬНОСТЬ ИНСТИТУТА ЭНЕРГЕТИКИ АКАДЕМИИ РНР

НАГИ К. и НЭНОЮ Н., Совещание с представителями министерств и промышленных управлений в связи с потреблением тепловой энергии и топлива в промышленности . . . . . 3—4 591

ПОПОВ М. Совещание по вопросам автоматизации, организованное Академией РНР 3—4 593

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome V 1955

INDEX ALPHABÉTIQUE

	N°	Page
THERMOTECHNIQUE		
ANTONESCU N., Projet économique du bouilleur des chaudières à radiation	1–2	63
BĂRĂNESCU G., Une méthode générale pour le calcul des paramètres thermodynamiques dans les procès d'écoulement des gaz en régime variable	1–2	7
BĂRĂNESCU G., L'extension de la valabilité de l'équation $pV^{\varkappa} = \text{const.}$	3–4	331
BUIMOVICI D., L'humidité du charbon à 100°C (Isothermes de désorption des vapeurs d'eau par le lignite, à la température de 100°C)	1–2	77
GHIA V., Une nouvelle méthode de calcul pour la combustion à recirculation appliquée aux fourneaux	1–2	29
GHIA V., L'élimination de la sursollicitation thermique des récupérateurs employés pour les fours, au moyen du refroidissement à l'air et par recirculation de gaz	3–4	255
IOANID PAUL, Sur l'utilisation de la pression naturelle du gaz méthane aux fins frigorifiques et énergétiques dans les appareils fixes	3–4	287
SAPHIER I. et IOANID P., La possibilité d'obtenir l'énergie mécanique, la chaleur et le froid, à l'aide d'une turbine de passage, en utilisant la pression naturelle du gaz méthane	3–4	267
STAICU C. I., L'analyse dimensionnelle. La convection stationnaire dans la circulation libre	3–4	317
ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE		
NAGY CSABA et CARACUDOVICI VICTOR, Analyse de la consommation spécifique d'énergie électrique dans l'industrie	1–2	85
SAPHIER IGNAT I., Les caractéristiques énergétiques de la production industrielle	3–4	335
SMUC ALEXANDRU et WEISS MARTIN, Système d'indices pour l'électrification agricole et rurale	3–4	359
MACHINES THERMIQUES		
BĂRĂNESCU G., Détermination des moments optimes de commande des soupapes des moteurs à combustion interne	3–4	381
ÉLECTROTECHNIQUE		
ANTONIU ION S., Le fonctionnement des wattmètres électrodynamiques en régime déformant	3–4	547
AVRAMESCU A. et IACOB AURELIAN, Calcul du chauffage d'un conducteur non homogène, formé de deux portions différentes	1–2	191
AVRAMESCU AUREL, L'échauffement adiabatique des conducteurs en cuivre, aluminium et argent	3–4	477

BUDEANU C., Méthodes de calcul dans le cas des courants non sinusoïdaux ..... 3—4 531

DIMO P., Un nouveau moyen d'apprécier la stabilité des systèmes énergétiques (Consommateur unique équivalent) ..... 1—2 121

DIMO P., ARIE E., MANEA F. et IONESCU S., Vérifications expérimentales et précisions dans le problème des surtensions prolongées, constatées dans les réseaux de haute tension au neutre isolé ..... 3—4 435

MANEA F., Le fonctionnement stationnaire symétrique de la machine synchrone dans le domaine saturé ..... 3—4 395

MANEA F., Etude comparée d'une nouvelle voie de détermination de la stabilité statique des systèmes électriques ..... 3—4 423

MARINESCU MATEI, « L'électrotechnique paramétrique » et les recherches dans ce domaine, effectuées à l'Institut d'Energétique de l'Académie de la République Populaire Roumaine ..... 1—2 109

MARINESCU M. et POPOV M., Les conditions du « minimum de poids » des machines paramétriques ..... 3—4 467

PARTENI ANTONI CESAR, Charges asymétriques des générateurs synchrones..... 1—2 161

PARTENI ANTONI CESAR, Etude comparée sur la production du courant continu de grande intensité ..... 3—4 489

PARTENI ANTONI CESAR et ŞTEFĂNESCU NICULAE, Le fonctionnement du moteur à courant continu avec excitation indépendante quand on augmente la tension d'alimentation ..... 3—4 507

RACOVIȚĂ M., Perfectionnement de la méthode pour projeter le correcteur d'atténuation en X ..... 1—2 201

COMBUSTIBLES SOLIDES

BLUM I., PIATKOWSKI TH. et SÎRBU N., Essais de désulfuration du charbon cokifiable de la République Populaire Roumaine sujet à la cokéfaction. Note II. Essais de désulfuration des charbons de Valea Jiului par cokéfaction dans un courant de gaz. La désulfuration dans un courant d'hydrogène ..... 1—2 215

BLUM I., MANDEL H. et MAFTEI D., Essais de désulfuration du charbon cokifiable de la République Populaire Roumaine sujet à la cokéfaction. Note III. Recherches sur l'action désulfurante de certains gaz pendant le processus de cokéfaction des charbons de Valea Jiului ..... 3—4 565

NOTES

ANTONIU ION S., Sur l'utilisation de la transformation de Laplace ou de la transformation de Carson dans le calcul opérationnel utilisé en Electrotechnique ..... 3—4 578

BĂRĂNESCU G., Une définition générale de la notion de molécule-gramme ..... 1—2 227

DIMO P., Résultats expérimentaux pour la vérification de l'étude des « surtensions prolongées » dans les réseaux au neutre isolé ..... 1—2 228

DRĂGAN GLEB, Choix de la longueur du conducteur de protection à l'entrée des lignes aériennes dans les stations ..... 1—2 232

GHIA V, Sur un procédé indirect de détermination du débit des gaz de combustion évacués des fourneaux ..... 3—4 575

PARTENI ANTONI CESAR, L'isolation du transformateur..... 1—2 229

COMPTES RENDUS

EVTIANOV S. I., Radiopérédïanstchié oustroïstva (Installations de radio-émission), par *Schächter Samson* ..... 1—2 238

GOFMAN I. V. et GOSPITALNIK G. L., Organizatsia i planirovanié energokhoziastva promychlenykh predpriiatii (Organisation et planification de l'administration énergétique des entreprises industrielles), par *Bercovici M.* ..... 3—4 583

MIKHAILOV N. M., Borba s zatroudnéniami pri postouplénii na elektrostantsii vlajnogo ili smerzsegoséa topléva (Moyens de surmonter les difficultés suscitées par l'alimentation des centrales électriques avec du combustible humide ou gelé), par *Sîrbu N.* ..... 1—2 240

POUKHOV G. E. et AMOSSOVA S. P., K raschiotou nélinéïnykh tzépéi pérémennogo i postoïannogo toka (Sur le calcul des circuits non linéaires de courant alternatif et continu), par *Popov Mihai* ..... 3—4 590

*** Akadémia Naouk SSSR. Institut avtomatiki i télémékaniki. *Télémékhanizatzia énergosistem. Materialy sovechtchiania 1952 g. po télémékhanizatzii énergosistem.* (Télémécanisation des systèmes énergétiques. Sujets présentés à la conférence tenue en 1952 sur la télémécanisation des systèmes énergétiques), par *M. Bercovici* 3—4 585

*** Manuel de l'ingénieur électricien, vol. I, Théorie générale et mesures, par *Avramescu A., Bilă C.* et *Solomon I.* ..... 3—4 586

*** L'établissement des normes et l'analyse de la consommation d'énergie électrique dans l'industrie. Recueil de matériel documentaire, par *Manea S.* ..... 1—2 237

LA VIE SCIENTIFIQUE EN U.R.S.S.

*** La chimie et la genèse des combustibles fossiles solides. Travaux de la première conférence unionale de l'année 1950, par *I. B.* et *I. N.* ..... 1—2 241

L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

PĂNOIU N. et NAGY CSABA, Conférence avec les Ministères et les Directions industrielles concernant la consommation d'énergie thermique et de combustible dans l'industrie 3—4 591

POPOV M., Conférence sur les problèmes des automatisations, organisée par l'Académie de la R.P.R. ..... 3—4 593

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POŞTALE
PRIN FACTORII POŞTALI ŞI DIFUZORII VOLUNTARI
DIN ÎNTREPRINDERI ŞI INSTITUŢII

ÎNTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ Nr. 4
BUCUREȘTI